

Узунян М. Д.

**АЛМАЗНО-ИСКРОВОЕ ШЛИФОВАНИЕ
ТВЕРДЫХ СПЛАВОВ**

**Харьков
2003**

МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ УКРАИНЫ

НАЦИОНАЛЬНЫЙ ТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ
«ХАРЬКОВСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ»

Узунян М. Д.

**АЛМАЗНО-ИСКРОВОЕ ШЛИФОВАНИЕ
ТВЕРДЫХ СПЛАВОВ**

Харьков НТУ «ХПИ» 2003

ББК 34.637.3
УЗ4
УДК 621.923

Рецензенти: Арпент'єв Б. М., д-р техн. наук, проф., Українська інженерно-педагогічна академія;
Якімов О. В., д-р техн. наук, проф., Одеський національний політехнічний університет.

Друкується за рішенням Вченої ради НТУ “ХПІ”, протокол № 5 от 30.05.03

Узунян М. Д. Алмазно-искровое шлифование твердых сплавов. – Харків: НТУ “ХПІ”, 2003. – 359 с. – Русск. яз.

ISBN

В книзі наведені результати досліджень алмазно-іскрового шліфування твердих сплавів. Показана його ефективність, описані методичні підходи, особливості взаємодії оброблюваного матеріалу з алмазними кругами. Надані практичні рекомендації з розробки та впровадження технології шліфування твердих сплавів.

Книга призначена для інженерно-технічних працівників промислових підприємств, НДІ, може бути корисна студентам машинобудівних спеціальностей вузів.

В книге приведены результаты исследований алмазно-искрового шлифования твердых сплавов. Показана его эффективность, описаны методические подходы, особенности взаимодействия обрабатываемого материала с алмазными кругами. Изложены практические рекомендации по разработке и внедрению технологии шлифования твердых сплавов.

Книга предназначена для инженерно-технических работников промышленных предприятий, НИИ, может быть полезна студентам машиностроительных специальностей вузов.

The results of research on diamond-spark grinding of hard alloys are presented in the book. Its efficiency is shown, methodical approaches and peculiarities of interaction of a material to be machined with diamond wheels are described. Practical recommendations on development and introduction of grinding technology are expounded.

The book is intended for engineers and technical workers of industrial enterprises, specialities in higher educational institutions.

Іл. 92. Табл. 91. Бібліограф. 239 назв.

ББК 34.637.3

© Узунян М. Д., 2003 р.

© Національний технічний університет “Харківський політехнічний інститут”

ISBN

Наукове видання

СОДЕРЖАНИЕ

Предисловие.....	6
Введение.....	7
Глава 1. Тенденции развития процессов комбинированного шлифования твердых сплавов	14
Глава 2. Новые аспекты теории шлифования (микроскопический подход)	31
2.1. Определение количества зерен на рабочей поверхности круга	31
2.2. Расчет плотности распределения зерен	52
2.3. Исследование деформации плотности распределения зерен на рабочей поверхности круга.....	63
2.4. Расчет производительности шлифования по теоретическим моделям.....	75
2.4.1. Расчет производительности при упругой схеме шлифования	76
2.4.2. Плотность распределения толщин среза и количество работающих зерен	82
2.4.3. Вероятностный расчет съема материала	84
2.5. Оптимизация плотности распределения зерен круга в моделях производительности шлифования.....	90
2.6. Износ алмазного круга в установившемся режиме шлифования	98
2.7. Обсуждение и анализ результатов расчета по математическим моделям.....	107
Выводы	131

Глава 3. Микрорезание твердых сплавов.....	134
3.1. Методика исследования	135
3.2. Особенности микрорезания различных материалов	163
3.3. Динамическая прочность и характер поломок алмазных зерен	177
3.4. Работоспособность алмазных зерен	190
Выводы	198
Глава 4. Особенности взаимодействия алмазных кругов с обрабатываемым материалом	200
4.1. Выбор электрических параметров АИШ	200
4.2. Анализ коэффициентов шлифования	208
4.3. Энергоемкость процесса шлифования	218
4.4. Особенности износа зерен в кругах	226
Выводы	237
Глава 5. Работоспособность алмазных кругов	240
5.1. Методика проведения экспериментов	241
5.2. Работоспособность кругов в условиях АИШ сплава Т15К6	248
5.3. Работоспособность кругов в условиях АИШ безвольфрамового твердого сплава ТН20	255
5.4. Алмазно-искровое шлифование сплава ТН20 по жесткой схеме	263
Выводы	269
Глава 6. Качество поверхности и износостойкость твердых сплавов	272
6.1. Методика исследований	275
6.2. Остаточные напряжения и износостойкость резцов из сплава Т15К6	279

6.3. Особенности напряженного состояния поверхностного слоя безвольфрамовых твердых сплавов и его взаимосвязь с износостойкостью инструмента	291
6.4. Износостойкость инструментов из безвольфрамовых твердых сплавов и анализ технологической себестоимости	298
Выводы	305
Заключение	307
Список литературы	313
Приложение	337

ПРЕДИСЛОВИЕ

Шлифование, являясь одним из самых сложных процессов технологии обработки резанием, имеет широкое распространение, что объясняется его универсальностью. Использование сверхтвердых абразивных материалов в шлифовальных кругах еще более расширило области его применения. Практика шлифования труднообрабатываемых материалов, различных твердых сплавов, показывает, что эффективность изготовления изделия из них весьма низкая, а некоторые аспекты теории шлифования требуют дальнейшего развития.

В настоящей работе обобщены результаты исследований высокопроизводительного процесса алмазно-искрового шлифования твердых сплавов, выполненные за более чем десятилетний период в НТУ «Харьковский политехнический институт». Вскрыты особенности и установлены условия шлифования, обеспечивающие высокую эффективность процесса.

Книга будет полезна инженерам-технологам, научным работникам, специализирующимся в области изготовления различных изделий из труднообрабатываемых материалов, аспирантам, изучающим и исследующим вопросы шлифования. Работа может быть использована в учебном процессе при подготовке в высших учебных заведениях специалистов в области машиностроения.

Автор выражает глубокую благодарность Глухову А. Б., Краснощеку Ю. С., Свердловой Б. М., Сизому Ю. А. за участие в совместной творческой работе при исследовании ряда вопросов, изложенных в монографии.

Автор приносит глубокую благодарность коллективу кафедры «Резание материалов и режущие инструменты» Национального технического университета «Харьковский политехнический институт» за создание делового, творческого климата, доброжелательность и научную принципиальность в обсуждении результатов исследований.

ВВЕДЕНИЕ

Если не я для себя, то кто для меня,
И если я только для себя, то что я,
И если не сейчас, то когда?

Пиркей Авот
(изречения отцов) 1:14

Развитие машиностроения связано с главной технической задачей применения новых технологий и материалов с целью интенсификации производства и достижения высокого качества продукции, а также автоматизацией производственных процессов. При этом современные технологические процессы, возможности прогнозирования их выходных параметров все более связывают с прикладной математикой, вычислительной техникой. Для автоматизированного производства и гибких технологий необходимы обоснованные математические модели процесса, позволяющие технологу получить конкретные численные рекомендации [132]. Немаловажное значение приобретает и ускорение научно-исследовательских работ. Программа модернизации машиностроения опирается на науку и максимальную интенсификацию научно-исследовательских и опытно-конструкторских работ, резкое повышение качества разработок.

Особое значение в машиностроении приобретают эффективные технологии механической обработки труднообрабатываемых материалов, в том числе и вновь создаваемых с повышенными прочностными и эксплуатационными свойствами. К числу наиболее труднообрабатываемых материалов относятся вольфрамосодержащие и безвольфрамовые твердые сплавы. В связи с их широким применением для изготовления металлорежущего, контрольно-измерительного инструмента, деталей штампов, прессформ и других изделий в машиностроении, решение вопроса эффективной обра-

ботки резанием этих материалов приобретает важное народнохозяйственное значение. Особенно низкой обрабатываемостью, даже по сравнению с вольфрамосодержащими, характеризуются безвольфрамовые твердые сплавы (БТС); проблема их шлифуемости обусловлена специфическими свойствами – повышенной окалкостью и коэффициентом термического расширения, пониженной теплопроводностью и модулем упругости [71, 108, 152]; указанные свойства определяют большую чувствительность БТС к ударным и тепловым нагрузкам при механической обработке.

В настоящее время одним из наиболее прогрессивных способов обработки твердых сплавов является алмазное шлифование. Однако пониженная шлифуемость БТС обнаруживается и при обработке их алмазными кругами, например, на бакелитовых и на металлических связках в условиях обычного и электролитического шлифования. Это выражается в большей напряженности процесса (усилиях, температурах, удельной работе шлифования), в повышенном относительном расходе, а также в низкой производительности. Основной причиной низкой работоспособности алмазных кругов, особенно на наиболее прочных и износостойких металлических связках, является засаливаемость режущей поверхности и, как следствие, нестабильность свойств, а также недостаточная возобновляемость рельефа.

Изучение и анализ большого числа работ, связанных с исследованием работоспособности алмазных кругов, показали, что они носят экспериментальный характер, их результаты позволяют оценить влияние технологических факторов процесса на его выходные параметры лишь для определенных конкретных условий эксперимента и справедливы для ограниченного временного интервала. Кроме того, проведенные работы выполнены, как правило, по различной методике с применением весьма разнообразных показателей (критериев) работоспособности кругов, что затрудняет их сопоставимость. Неустойчивость условий взаимодействия рабочей поверх-

ности алмазных кругов с материалом не позволяет также разработать расчетные методы определения показателей их работоспособности на базе теоретических моделей.

Проблема повышения эффективности шлифования твердых сплавов в том числе БТС остро выдвигает задачу изыскания мер по обеспечению стабильных условий взаимодействия режущего рельефа с материалом при сохранении высоких показателей работоспособности кругов (производительность, износ, себестоимость, качество обработки).

Стабилизация высоких показателей работоспособности алмазных кругов может быть достигнута введением в зону резания дополнительной энергии в виде электрических импульсов, выявлением условий шлифования, характеризующих устойчивым (качественным) состоянием рельефа (плотность распределения зерен, модальная высота, разновысотность) и обеспечивающих благоприятное (качественное) состояние поверхностного слоя (остаточные напряжения) [4, 5, 6, 85, 189].

Процесс шлифования с введением дополнительной энергии и стабилизацией оптимальных характеристик работоспособности кругов – алмазно-искровое шлифование (АИШ) – состоит в том, что в нем совмещены процесс механического резания алмазными зернами с действием электрического тока в зоне резания; вследствие эрозионных разрядов, возникающих между обрабатываемым материалом и рабочей поверхностью круга, происходит удаление частиц, засаливающих круг, активное самозатачивание его режущей поверхности, вследствие чего производительность процесса шлифования сохраняется длительное время на высоком уровне. При этом можно считать, что при АИШ практически исключается контакт связки круга с обрабатываемой поверхностью, что способствует более полной реализации уникальных режущих свойств синтетических алмазных зерен и проявлению более высокой потенциальной режущей способности

алмазных кругов. Таким образом, применение АИШ позволяет решить триединую задачу: интенсификация процесса шлифования, решение вопроса обрабатываемости любых труднообрабатываемых материалов и создание предпосылок автоматизации процесса. Эта задача может быть решена на экспериментальном уровне, что нашло широкое отражение в работе. Вместе с тем, следует заметить, что процесс АИШ не только позволяет значительно расширить технологические возможности алмазного шлифования, что само по себе имеет большое практическое значение, но и создает предпосылки для прогнозирования показателей работоспособности алмазных кругов. При обычном шлифовании в том числе алмазными кругами, как уже отмечалось, не обеспечивается стабильная возобновляемость рабочей поверхности кругов, а значит и устойчивость состояния рельефа; поэтому прогнозирование производительности и износа кругов, связанное с необходимостью поддержания одинаковых условий внедрения режущей поверхности в материал в течение длительного периода времени, не представляется возможным надежно реализовать. Процесс алмазно-искрового шлифования в этом смысле создает благоприятную возможность для разработки теоретических моделей, адекватно отражающих условия взаимодействия рабочей поверхности кругов с твердыми сплавами и позволяет реализовать микроскопический подход при анализе этого взаимодействия. Изучение работ в области исследований различных аспектов проблемы повышения эффективности алмазного шлифования и работоспособности кругов показало, что они имеют частный характер в отношении объектов исследования, методики проведения, трактовки получаемых результатов. Поэтому отсутствие единой методологии крайне затрудняет проведение целенаправленного научного поиска в сферах разработки и прогнозирования условий эксплуатации высокопроизводительных алмазных кругов. Таким образом, учитывая возможности и перспективы технологии АИШ, фи-

зических методов анализа, теоретического моделирования, бурно развивающейся прикладной математики (в частности численных методов), вычислительной техники, можно считать, что уровень исследований по повышению эффективности алмазного шлифования труднообрабатываемых материалов и работоспособности кругов, а также реализация результатов не удовлетворяют современным требованиям и вызывают необходимость дальнейшего развития.

Решение этой проблемы с учетом перспектив АИШ состоит во вскрытии закономерностей и особенностей процесса алмазно-искрового шлифования твердых сплавов, в том числе безвольфрамовых, сущности физико-механического взаимодействия на основе микроскопического подхода, суммирования бесконечно малых по слоям материала и режущего рельефа при разработке математических моделей производительности и износа с целью повышения эффективности шлифования, стабилизации высокого уровня работоспособности кругов и прогнозирования ее показателей для создания технологических предпосылок автоматизации обработки инструментов различного назначения в условиях безлюдной технологии.

Теоретический анализ внедрения режущего рельефа круга в обрабатываемый материал на основе микроскопического подхода позволяет вскрыть основные закономерности процесса, выявить механизм съема материала и износа алмазных кругов.

Математические модели, алгоритмическое и программное обеспечение расчетов производительности и износа с помощью ЭВМ дают возможность выявить большое количество соотношений между технологическими факторами, физическими параметрами процесса и выходными показателями работоспособности алмазных кругов и создают предпосылки прогнозирования ее показателей.

Экспериментальные исследования физико-механических условий взаимодействия алмазных зерен при микрорезании, а также рабочей поверхности кругов с твердыми сплавами позволяют оценить напряженность процесса, обрабатываемость различных сплавов, особенности износа кругов, а также установить зависимости глубины внедрения единичных зерен от нагрузки, параметров распределения поломок зерен и коэффициентов их работоспособности от толщины среза, необходимые для использования в математических моделях.

Экспериментальная оценка работоспособности кругов в условиях АИШ имеет самостоятельное значение, но она необходима также для сравнения с расчетными показателями по производительности процесса и износу алмазных кругов.

Полученные результаты по работоспособности кругов, найденные условия высокопроизводительного АИШ твердых сплавов могут иметь практическое значение лишь при обеспечении качества обработки. Поэтому исследование основных закономерностей и особенностей формирования поверхностного слоя после АИШ твердых сплавов, в том числе безвольфрамовых, анализ взаимосвязи остаточных напряжений с износостойкостью шлифованных инструментов является необходимым и важным аспектом комплексного подхода к изучению рассматриваемой проблемы.

Проведенные теоретические и экспериментальные исследования АИШ позволили разработать условия, обеспечивающие достижение устойчивого высокого уровня производительности порядка 800 - 1000 мм³/мин при обработке вольфрамосодержащих твердых сплавов и 600 – 800 мм³/мин при обработке безвольфрамовых, что в 4 – 5 раза выше, чем при обычном шлифовании кругами на металлических связках и в 2 - 2,5 раза выше, чем при электролитическом, при низкой удельной себестоимости и гарантированном качестве поверхностного слоя, обеспечива-

ющем наибольшую износостойкость шлифованных инструментов. Выполненные комплексные научные и практические разработки по повышению работоспособности алмазных кругов путем стабилизации высокого уровня ее показателей позволяют выявлять и устанавливать наиболее эффективные условия шлифования и создают технологические предпосылки автоматизации процесса обработки твердосплавного инструмента различного назначения с гарантией надежности обеспечения необходимых требований по производительности, качеству и экономичности в течение длительного периода времени. Это подтверждается приведенными в книге примерами прогнозирования и расчетов на ЭВМ, экспериментального исследования и внедрения процесса алмазно-искрового шлифования труднообрабатываемых твердых сплавов.

В заключение отметим, что многое в процессах шлифования остается не изученным, и со временем будет требовать переосмысления.

ГЛАВА 1. ТЕНДЕНЦИИ РАЗВИТИЯ ПРОЦЕССОВ КОМБИНИРОВАННОГО ШЛИФОВАНИЯ ТВЕРДЫХ СПЛАВОВ

Для того чтобы быть абсолютно
уверенным в чем-то, надо знать об
этом либо все, либо ничего.

Миллер

Либо я найду путь, либо проложу его.
Сидней

Обеспечение высокой производительности и качества обработки является основным требованием к процессу шлифования. При этом под качественной понимается такая обработка, при которой стабильно формируется благоприятное состояние поверхностного слоя, что связано, прежде всего, с необходимостью устойчивого поддержания высоких режущих свойств круга. Если требования к качеству обработки дополняются точностными параметрами, то появляется необходимость оценки износа круга во времени либо по отношению к количеству сошлифованного материала. Шлифование различных материалов в одинаковых условиях позволяет также по производительности процесса (режущей способности круга) оценивать их обрабатываемость.

Таким образом, отмеченные показатели процесса (производительность, износ и качество), которые характеризуют работоспособность круга, фактически достаточно полно отражают многогранность шлифования, явления, возникающие при взаимодействии режущего рельефа с обрабатываемым материалом.

В ряде работ в качестве критерия работоспособности кругов используется отношение объема сошлифованного материала к объему изношен-

ной части круга [19, 79, 135, 223]. Это отношение называют по разному: коэффициент шлифования [19]; относительная эффективность шлифования [215]; эффективность алмазного круга [217]; удельная производительность [219], под которой понимается объемный съем материала в минуту (производительность), отнесенный к объему изношенной части круга в минуту; относительной эффективностью шлифования называют также отношение удельной производительности круга при переменных условиях шлифования к удельной производительности при постоянных (стандартных) условиях [220]; коэффициент удельного съема металла, под которым понимают отношение режущей способности к минутному объемному износу круга [79]; удельный износ алмазного круга определяется как отношение объема изношенной части круга к объему сошлифованного твердого сплава [223]. В качестве показателя работоспособности алмазных кругов используется отношение объема твердого сплава, сошлифованного в единицу времени, к величине нормальной силы – этот критерий называют удельной интенсивностью шлифования [135], а также – коэффициентом режущей способности круга [36, 102, 104], фактически это есть производительность процесса при постоянном нормальном давлении [160].

Для оценки лучшего варианта используется отношение удельных интенсивностей шлифования, полученных при разных условиях, принимая его за коэффициент работоспособности круга [207]. С учетом различной относительной концентрации алмазов предложен коэффициент шлифования, определяемый отношением объема сошлифованного материала к объему изношенного материала абразивных зерен, а не ко всему изношенному объему круга [97]; на основе этого показателя определяется качество связки абразивного инструмента как отношение упомянутого коэффициента к коэффициенту шлифования отдельным абразивным зерном (отношение объема удаленного материала к объему изношенной части зерна) [19]; такой подход к оценке качества связки представляется интересным.

Анализ своеобразных критериев процесса шлифования, применяемых различными авторами, приводится в работах [103, 105]; они отличаются введением в известные дополнительных показателей, например, тангенциальной силы резания, температуры, радиальной силы, шероховатости, скорости резания и других. В большинстве случаев нет необходимости в использовании таких сложных критериев, так как они не адекватно могут отражать лучший вариант обработки.

Критерии работоспособности алмазных кругов анализируются и в работах, опубликованных ранее [158, 160, 161].

Имеются попытки введения новых критериев, например, коэффициента эффективности, представляющего отношение произведения удельной интенсивности исследуемого варианта и удельного расхода сравниваемого к произведению удельной интенсивности сравниваемого варианта и удельного расхода исследуемого [130]; при этом здесь же автор отмечает, что если в сравниваемых вариантах коэффициент равен единице, то предпочтение следует отдать варианту, где выше режущая способность круга.

Таким образом, только простой перечень наиболее часто применяемых при шлифовании критериев может свидетельствовать о значительных трудностях в сопоставлении результатов исследований работоспособности кругов. Если процесс шлифования обеспечивает необходимое качество поверхности (благоприятные остаточные макронапряжения, межфазные микронапряжения, шероховатость, прочностные либо износные характеристики изделий), то лучшие показатели работоспособности алмазных кругов (производительность, относительный расход, удельная себестоимость) будут характеризовать уровень обрабатываемости материалов.

В большом количестве проведенных по шлифованию исследований освещаются отдельные вопросы работоспособности кругов. Наиболее полно они отражены в работах Бакуля В. Н. [171], Беззубенко Н. К., [11], Бо-

кучава Г. В. [19], Ваксера Д. Б. [26], Внукова Ю. Н. [29], Волского Н. И. [31], Галицкого В. Н. [34], Грабченко А. И. [40], Глейзера Л. А. [35], Гродзинского Э. Я. [44], Дьяченко П. Г. [51, 52], Захаренко И. П. [58], Конова-лова В. А. [74], Корчака С. Н. [79], Лурьев Г. Б. [104], Михайлуцы Э. Б. [120], Мишнаевского Л. Л. [121], Попова С. А. [137], Резникова А. Н. [142], Сагарды А. А. [148], Семко М. Ф. [160], Терещенко П. М. [174], Филимонова Л. Н. [199], Шепелева А. А. [57], Ящерицына П. И. [212], а также в зарубежных работах [215, 217, 219, 220, 222, 223, 225, 226, 227, 231].

В отмеченных трудах работоспособность кругов определяется при шлифовании широкой гаммы обрабатываемых материалов от различных железоуглеродистых, жаропрочных до твердых сплавов и сверхтвердых материалов; в них освещаются вопросы назначения режимов резания и оптимальных условий шлифования, применения связок и выбора определенных зернистостей и относительных концентраций алмаза, установления обрабатываемости различных материалов. Эти работы имеют большое практическое и теоретическое значение и являются основой для выявления особенностей процесса и конкретных условий шлифования изделий.

Как известно, широкое использование в последнее время алмазных шлифовальных кругов способствует повышению технического уровня производства. Известно также, что наиболее эффективной областью их применения является шлифование твердых сплавов. Более того, изделия из ряда сплавов на основе карбидов вольфрама и титана, а также безвольфрамовые (БТС) можно шлифовать только при использовании алмазных кругов.

Основной задачей исследовательских работ является повышение производительности алмазной обработки и снижение ее себестоимости. Вместе с тем, большая чувствительность твердых сплавов, и особенно БТС, к термоциклическим нагрузкам ограничивает возможность повышения эффективности процесса за счет интенсификации условий шлифова-

ния. Существенное влияние в этом оказывает связка круга, которая, как впервые было показано М. Ф. Семко [116], играет самостоятельную роль при взаимодействии рабочей поверхности алмазного круга с материалом. Контакт связки с обрабатываемой поверхностью способствует появлению дополнительных силовых и тепловых нагрузок, что приводит к возникновению поверхностных дефектов у твердых сплавов в виде микротрещин и сколов. Этому в немалой степени способствует и «засаливание» кругов.

Отмеченные обстоятельства сдерживают более полное использование потенциальных возможностей и широкое применение алмазных кругов на более износостойких металлических связках. Имеются данные, что применение металлических связок экономически оправдано лишь при съеме очень малой величины припуска, менее 0,4 мм, так как особенностью этих кругов является снижение их режущей способности [47]; существует даже мнение, что круги на меднооловянистой основе вообще нецелесообразно применять для обработки твердых сплавов при торцевом шлифовании [145].

Повысить работоспособность алмазных кругов на металлических связках и расширить технологические возможности и области их эффективного применения позволяют комбинированные методы обработки. Одним из таких способов является алмазное электрохимическое шлифование (АЭХШ) [58, 159, 172, 173]. В процессе АЭХШ в результате взаимодействия электрофизико-химических, механических факторов интенсифицируется съем припуска, в 1,5 – 2 раза увеличивается производительность по сравнению с обычным алмазным шлифованием, снижаются в 1,3 – 1,5 раза силы резания, температуры и энергоемкость процесса. Однако АЭХШ имеет ряд недостатков, сдерживающих его более широкое применение. Производительность процесса ограничивается появлением нетокопроводной (пассивирующей) пленки на аноде, нарушением стабильности процес-

са из-за его чувствительности к изменению состояния и состава электролита. Кроме того, имеет место растравливание по границам зерен в обрабатываемом материале; не удается устранить коррозирование оборудования, негигиеничность применяемых электролитов [12, 58, 135]. Но главное, с позиций работоспособности кругов в процессе АЭХШ не удается достичь эффективного правящего воздействия на круг, исключить его «засаливание», так как с увеличением напряжения постоянного тока процесс переходит в электроэрозионный, что по данным многих исследований увеличивает износ круга [12, 58]. Основными причинами, вызывающими повышенный износ кругов при АЭХШ являются физико-химические особенности возникновения и протекания электрических разрядов в электролитах сильной концентрации в случае применения постоянного технологического тока. При АЭХШ, в особенности при совместной обработке твердого сплава и стали, трудно обеспечить постоянство межэлектродного зазора, так как связка в отдельных точках кратковременно контактирует с обрабатываемой поверхностью, что при высокой плотности тока ($70 - 20 \text{ А/см}^2$) создает благоприятные условия для возникновения контактно-дуговых (электроэрозионных) разрядов. Кроме того, срезаемая стружка, в особенности стальная, на отдельных участках заполняет межэлектродное пространство, что ухудшает прокачку электролита и, как следствие, вызывает пробой межэлектродного промежутка даже при небольшом рабочем напряжении. Это приводит к интенсификации электроэрозионных разрядов, повышению износа алмазного круга.

Существенно расширить технологические возможности алмазных кругов на металлических связках, повысить производительность и уменьшить себестоимость за счет более полной и стабильной реализации их высоких потенциальных режущих свойств можно введением в зону резания

дополнительной энергии в виде электрических импульсов высокой частоты (8 ... 100 кГц) от электроимпульсных генераторов.

Интенсификация процесса алмазно-искрового шлифования (АИШ) осуществляется за счет образования в зоне резания искровых электрических разрядов, оказывающих воздействие на обрабатываемый материал и на рабочую поверхность алмазного круга на токопроводящей связке, что способствует сохранению высокой режущей способности алмазного круга, устойчивости рельефа (плотность распределения зерен, модальная высота, разновысотность) [4, 5, 13, 66, 189, 191].

Следует заметить, что в процессе АИШ, например железоуглеродистых сплавов, воздействие эрозионных разрядов на материал, вызывающее предразрушение поверхностного слоя, способствует облегчению съема материала [4]. При обработке твердых сплавов, особенно БТС, в силу их специфических свойств, предразрушение может привести к значительным дефектам и поэтому оно не желательно; в связи с этим АИШ твердых сплавов целесообразно производить с обратной полярностью (круг – анод), когда действие разрядов, в основном, направлено на поверхность круга, способствуя его самозатачиванию, а поверхностный слой твердого сплава подвергается механическому воздействию алмазными зернами [5, 6, 85, 162, 177]. Практика АИШ твердых сплавов показала, что в широком диапазоне условий нет необходимости применения автономного электрода, так как образующаяся пылевидная стружка, соизмеримая с размерами зерен карбидов вольфрама и титана, не снижает развитости рельефа и степени самозатачиваемости алмазных кругов.

При АИШ в качестве рабочей среды применяют диэлектрические жидкости или слабые электролиты (от 10^{-3} ом·см⁻¹ до 10^{-6} ом·см⁻¹); в частности наиболее широко используются 0,5 ... 3 %-ные водные растворы соды, эмульсии и другие. АИШ, сохраняя достоинства алмазного электро-

химического шлифования, имеет ряд преимуществ: устраняется коррозия оборудования, упрощаются вопросы вентиляции рабочего места, уменьшается степень загрязнения жидкой рабочей среды, так как материал снимается в виде стружки, а не объемного гидроокисного осадка, снижается в 10 ... 20 раз рабочий ток, уменьшается износ круга, снижается удельная себестоимость обработки. Устранение засаливания и стабилизация высоких показателей работоспособности кругов является одним из важнейших преимуществ АИШ перед другими способами шлифования.

Следует заметить, что применение диэлектрической жидкости в ряде случаев создает некоторые трудности и неудобства: зона обработки закрыта, необходимость вывода инструмента из зоны контакта с алмазным кругом приводит к разбрызгиванию жидкости; применение многопозиционных приспособлений, шлифование и заточка многолезвийных инструментов практически невозможны. В последнее время предложен запатентованный способ АИШ, который существенно расширяет технологические возможности процесса за счет применения твердых смазок и исключения использования смазочно-охлаждающих технологических сред поливом [196]. В качестве технологической среды применяются твердые сухие смазки на основе экологически чистых углеводородов и при этом достигается стабилизация процесса шлифования за счет хорошей самозатачиваемости режущего рельефа кругов на любых, в том числе весьма твердых металлических связках. Применяемая сухая технологическая смазка является отличной диэлектрической средой, способствующей инициированию разрядов и достижению устойчивых условий взаимодействия режущего рельефа кругов с любыми гетерофазными твердыми сплавами.

Установлено, что при всех исследованных условиях АИШ в поверхностном слое твердых сплавов возникают остаточные напряжения сжатия [188, 190]. Сжимающий характер напряжений вызывается преобладающим

влиянием силового фактора в их формировании, что объясняется, главным образом, именно высокой степенью развитости режущего рельефа и значительно меньшей, чем при обычном алмазном шлифовании, теплонапряженностью процесса. Несмотря на высокие температуры в каналах разрядов, их действие кратковременно, носит локальный характер и не оказывает заметного влияния на температурный градиент в макрообъемах материала (катода) [177]. Именно поэтому при АИШ роль теплового фактора в формировании остаточных макронапряжений незначительна.

Таким образом, применение процесса алмазно-искрового шлифования позволяет решить актуальную задачу существенного повышения производительности, снижения удельной себестоимости, и обеспечение хорошей обрабатываемости новых высокопрочных и износостойких материалов, какими являются, например, безвольфрамовые твердые сплавы. Эта задача может быть решена на экспериментальном уровне, т.е. с помощью экспериментального моделирования, исследования физических закономерностей и особенностей процесса, что показано в книге.

Однако более важной является проблема разработки и создания методологии прогнозирования показателей работоспособности на основе математического моделирования характера взаимодействия режущего рельефа инструмента с обрабатываемым материалом, что позволяет вскрыть закономерности изменения физических и технологических параметров процесса и их взаимосвязь с производительностью и износом кругов в различных условиях шлифования. Учитывая современное состояние и перспективы дальнейшего развития и совершенствования технологии алмазно-абразивного шлифования, вычислительной техники, получающие распространение идеи статистической оптимизации, можно считать, что достигнутый уровень исследований и оценок работоспособности кругов не удовлетворяет современным требованиям и вызывает необходимость даль-

нейшего развития, разработки новых принципов расчетных методик для оценки характеристик работоспособности алмазных кругов с целью прогнозирования их рационального применения. Эффективным средством исследования в любой области современной науки при решении разнообразных задач является теоретическое моделирование. В этой связи следует отметить, что алмазно-искровое шлифование, обеспечивающее устойчивое состояние рельефа алмазного круга, стабильные условия взаимодействия его рабочей поверхности с обрабатываемым материалом, позволяет при помощи математических моделей устанавливать взаимосвязь возмущающих и оптимизируемых параметров, гарантировать достоверность и воспроизводимость результатов.

Работы, в которых освещаются вопросы работоспособности алмазных кругов, как уже отмечалось, в основном, носят экспериментальный характер: в них приводятся частные результаты для конкретных условий шлифования, при этом сами результаты из-за различных методических подходов и разнообразия критериев оценки не всегда поддаются сопоставлению и часто не отвечают выбору обоснованного оптимального варианта шлифования, обеспечивающего высокую работоспособность кругов. Расчетные методы лишены этих недостатков, особенно в моделях АИШ. Кроме того, математическое моделирование и реализация расчета съема материала и износа круга приобретают большое значение с ресурсосберегающих позиций, так как при этом отпадает необходимость в большом объеме работ, приводящих к превращению в шлам сотен килограммов твердых сплавов и десятков тысяч карат алмазов в процессе экспериментальных оценок.

Следует также отметить, что предметом численных расчетов, в основном, является микропрофиль поверхности детали [73, 125, 198], а не результат взаимодействия ее с кругом, выражающийся в конкретных вели-

чинах съема материала и износа режущего рельефа. Как один из главных результатов такого взаимодействия, по нашему мнению, следует рассматривать влияние состояния рельефа круга (плотности, распределения зерен по высоте) на производительность и износ, это особенно важно при создании моделей оптимизации, учитывающих вероятностный характер влияния факторов [170].

В последнее время получают развитие работы, связанные с формализацией физических процессов (макроскопический подход), когда зона взаимодействия круга с материалом рассматривается как некоторый осредненный источник воздействия на поверхность [53, 131, 211]. Вместе с тем, как справедливо отмечается в некоторых из этих работ, формализация зоны контакта круга и детали, как источника воздействия, не может быть проведена без учета микрохарактеристик шлифовального круга, так как они оказывают непосредственное влияние на процесс резания [53].

Заслуживает внимания еще одно обстоятельство. Сложность процесса обычного шлифования, трудность достижения достоверности оценок выходных оптимизируемых параметров усугубляется нестабильностью рельефа, непостоянством участвующих в работе режущих элементов. Это порождает условия, при которых шлифовальный круг становится наиболее слабым звеном технологической системы абразивной обработки [128]. Как известно, расчеты на надежность являются обязательными при эксплуатации разнообразных систем. Однако оценка надежности технологических систем практически не проводится, что связано с определенными трудностями [67]. Отсутствие такой оценки особенно сказывается при использовании станков с ЧПУ, шлифовальных модулей, при включении операций абразивной обработки в технологические процессы, реализуемые в гибких производственных системах (ГПС). Поэтому обеспечение активного самозатачивания алмазного круга, стабилизация высоких показателей работо-

способности при АИШ следует рассматривать не только как средство расширения технологических возможностей шлифования, но и превращения круга из самого слабого в надежное, с высокой работоспособностью звено технологической системы. В связи с этим, численные методы расчета приобретают непреходящее значение, так как с развитием САПР технологических процессов прогнозируемые (проектируемые) показатели работоспособности кругов, несомненно, будут входить в состав оцениваемых факторов. Следует заметить, что рассматриваемые задачи охватывают довольно широкий и разнообразный круг вопросов теории шлифования. Проведенные экспериментальные исследования, необходимые для установления зависимостей, отражающих процесс и «питающих» теоретические модели, могут иметь и самостоятельное значение, например, вопросы микрорезания твердых сплавов, их обрабатываемость, качество поверхностного слоя, физические особенности взаимодействия режущей и обрабатываемой поверхностей и другие. В целом работа базируется на фундаментальных положениях теории шлифования, которые освещаются в исследованиях Байкалова А.В. [8, 9], Богомолова Н. И. [16, 17], Бокучава Г. В. [19], Волско-го Н. И. [31], Глейзера Л. А. [25], Грабченко А. И. [40], Евсеева Д. Г. [53], Кашеева В. Н. [69], Королева А. В. [78], Корчака С. Н. [79], Лоладзе Т. Н. [97, 98], Лурье Г. Б. [104], Маталина А. А. [115, 117], Маслова Е. Н. [111, 112], Новоселова Ю. К. [125], Островского В. И. [127], Подзея А. В. [131], Попова С. А. [135, 136], Редько С. Г. [140], Резникова А. Н. [1, 141], Сагарды А. А. [148], Сальникова А. И. [150], Семко М. Ф. [158, 159], Филимонова Л. Н. [199], Якимова А. В. [211], Ящерицына П. И. [212] и многих других.

Характеризуя основную идею книги, можно отметить, что в ней излагается комплексный подход к изучению работоспособности алмазных кругов на основе теоретических и экспериментальных исследований, ана-

лиза количественных и качественных характеристик процесса и отыскания их взаимосвязи с технологическими факторами.

В связи с этим, освещаются теоретические исследования состояния рабочей поверхности кругов, плотности распределения зерен по высоте и ее изменения в процессе шлифования с целью установления оптимальной плотности, которая является входным «фактором» в математических моделях, например, производительности и износа. Поскольку работоспособность кругов зависит от свойств отдельных элементов рельефа (режущих зерен), описываются исследования процесса микрорезания единичными алмазными зернами с целью оценки их работоспособности, прочности в реальных условиях контактирования с материалом. Полученные зависимости глубины внедрения единичных зерен от нагрузки, плотности распределения величин их поломок и коэффициента работоспособности при различных толщинах среза используются в соответствующих математических моделях при расчете и анализе производительности и износа, деформации теоретической плотности распределения зерен по высоте на рабочей поверхности круга и т.д. Изучение характера взаимодействия единичных зерен с различными марками твердых сплавов по условным напряжениям резания, коэффициентам шлифования позволяет оценить их обрабатываемость, что является важной физической предпосылкой прогнозирования работоспособности кругов.

Для оценки и анализа уровня сопоставимости условий взаимодействия единичных алмазных зерен и рабочей поверхности кругов с твердыми сплавами, в том числе безвольфрамовыми, и для подтверждения результатов по их обрабатываемости, приведены исследования коэффициентов шлифования, удельной энергоемкости в условиях процессов алмазного и алмазно-искрового шлифования, а также особенностей механизма износа зерен в кругах.

Для определения условий высокопроизводительного алмазно-искрового шлифования с минимальной удельной себестоимостью большое значение приобретают описанные результаты работоспособности кругов на экспериментально-статистических моделях (планируемый эксперимент), что позволяет производить их обоснованный выбор при различных сочетаниях технологических факторов.

Высокопроизводительная обработка твердых сплавов, особенно безвольфрамовых, в условиях нового процесса алмазно-искрового шлифования привносит ряд особенностей в их взаимодействие с рабочей поверхностью круга, которые, наряду с уже упомянутыми, окажут воздействие на состояние поверхностного слоя материала. Поэтому проведенный анализ качества поверхности – остаточного напряженного состояния в твердых сплавах, установление его взаимосвязи с износостойкостью шлифованных изделий представляется важным этапом в оценке оптимальных условий шлифования, обеспечивающих высокие показатели работоспособности алмазных кругов.

Для проведения экспериментальных исследований было модернизировано станочное оборудование, разработаны и созданы специальные установки, приспособления и устройства для изучения процесса и усилий микрорезания, работоспособности и динамической прочности алмазных зерен, особенностей взаимодействия рабочей поверхности с твердыми сплавами, сил резания, режущей способности и износа круга.

Поскольку в книге излагается широкий круг разнообразных экспериментов, то подробное описание специальных методик приводится в соответствующих главах. Здесь же будут описаны общие условия выполнения работы.

Экспериментальное исследование работоспособности алмазных кругов проводилось на установке, созданной на базе универсально-заточного

станка ЗВ642. Для реализации процесса АИШ станок был модернизирован. В качестве источника питания импульсным током использовался широкодиапазонный генератор импульсов ШГИ 40-440, а также специально изготовленные малогабаритные генераторы ($400 \times 450 \times 700$ мм), принципиально не отличающиеся от ШГИ 40-440, но имеющие более узкий диапазон выходных электрических параметров, удовлетворяющий конкретным требованиям процесса шлифования твердых сплавов. Эти генераторы особенно удобны и хорошо себя проявили при внедрении процесса АИШ.

Исследование процесса микрорезания твердых сплавов выполнялось на плоскошлифовальном станке ЗГ71 и на универсально-заточном станке повышенной точности ЗД642Е.

Стойкостные испытания твердосплавных пластин проводились на токарно-винторезном станке ИК62.

В качестве исследуемых материалов использовались наиболее труднообрабатываемые даже в условиях обычного алмазного шлифования безвольфрамовые твердые сплавы ТН-20, КНТ-16, а также сплав Т15К6, формы которых зависели от характера проводимых экспериментов. Так, при изучении работоспособности алмазных кругов и силовых зависимостей применялись специально изготовленные пластинки сечением $10 \times 6 \times 100$ мм, а также серийно выпускаемые толщиной 6 мм и шириной не менее 10 мм формы 0225, 0227, 0741. Исследование процесса резания-царапания осуществлялось на пластинках формы 0225, 0227, остаточное напряженное состояние поверхностного слоя изучалось на пластинках формы 0225 и 0741.

В работе применялись круги, изготовленные на Полтавском заводе искусственных алмазов и алмазного инструмента: формы 12А2-45° на связках М1-01 и Б1-01 с алмазами марок АС4 и АС6 зернистостей 50/40 ... 200/160, относительной концентрацией – 2 ... 6.

Исследование процесса микрорезания твердых сплавов, динамической прочности и работоспособности выполнялось зернами АС4, АС6, АРВ1 (дробленый баллас), АС32 зернистостью 250/200.

В зависимости от целей исследования в работе применялась соответствующая измерительная аппаратура и приборы.

При измерении усилий микрорезания и оценке динамической прочности алмазных зерен применялись специальные силоизмерительные устройства с полупроводниковыми и магнитоупругими датчиками, специальный высокочувствительный тензоусилитель ЧПМ-1, осциллографы С8-2 и С1-42 с памятью. При изучении процесса микрорезания применялись также рисовальный аппарат РА-4, профилограф-профилометр мод. 201, двойной микросхемы Линника МИС-11 и микроинтерферометр ИЗК-46.

Силовые зависимости при шлифовании твердых сплавов по упругой схеме исследовались с помощью специального динамометра, исключаящего влияние нормальной составляющей силы резания на тангенциальную.

Износ алмазных кругов измерялся на вертикальном оптическом длинномере ИЗВ-2 с ценой деления 0,001 мм в специальном приспособлении, позволяющем фиксировать значения размерного износа в восьми точках по периметру.

Исследование фазового состояния и остаточной деформации решетки (напряжений) в различных фазах твердых сплавов проводилось на рентгеновском дифрактометре «Дрон-2», а также рентгеновской установке УРС-50ИМ.

Изучение режущей поверхности алмазных кругов и зерен производилось с помощью металлографического микроскопа МИМ-8, электронного – типа ЭРМ-100 К, а также электронного сканирующего микроскопа «Jeol-JSM-50».

В теоретических исследованиях преобладают алгоритмические методы: при решении задач оптимизации с ограничениями в виде неравен-

ства и при определении значений кратных интегралов использовались численные методы; для расчета производительности процесса и износа кругов использовался метод суммирования по слоям материала и режущего рельефа в бесконечно малых, приводящий в теоретических моделях к определенным интегралам, которые вычислялись численно. При анализе распределений и аппроксимации функций использованы вероятностные подходы и методы математической статистики.

ГЛАВА 2. НОВЫЕ АСПЕКТЫ ТЕОРИИ ШЛИФОВАНИЯ (МИКРОСКОПИЧЕСКИЙ ПОДХОД)

Если люди не верят, что математика проста, то это только потому, что они не осознают, насколько сложна жизнь.

Дж. фон Нейман

Познание – это игра с неизвестным ... и с самим собой.

Ю. Козелецкий

Производительность шлифования определяется условиями взаимодействия обрабатываемого материала с рабочей поверхностью алмазного круга и ее состоянием. Это состояние зависит от свойств режущих элементов и их распределения по высоте, способности сохранять развитый режущий рельеф. Зная распределение зерен, можно для любой глубины внедрения режущего профиля установить количество активных рабочих зерен, осуществляющих съем материала.

Таким образом, расчет количества зерен на поверхности круга, установление их распределения, анализ деформации этого распределения при взаимодействии зерен с материалом, плотности вероятности толщин среза являются необходимыми предпосылками для определения производительности шлифования и износа круга.

2.1. Определение количества зерен на рабочей поверхности круга

Известны работы [3, 23, 24, 70, 73, 75, 146, 171, 208], в которых определялось количество зерен в объеме и на поверхности алмазоносного

слоя круга. Ряд из них носят частный характер, а результаты расчета используются для умозрительных общих рассуждений о тепловом режиме, износе, возможном съеме материала, физико-механических условиях взаимодействия.

Анализ многих работ, относящихся к количественной и качественной оценке режущей поверхности кругов, достаточно полно изложен в известных монографиях [8, 9, 19, 40, 78, 125, 127, 135, 199].

Не останавливаясь подробно на изложении большого числа работ и анализе формул для подсчета числа зерен, расстояний между ними, их распределений, хорошо известных специалистам, отметим следующее. Результаты опубликованных работ основаны на экспериментальных исследованиях и расчетных методах с моделированием конкретной формы зерен. Несовпадение количественных данных объясняется, по нашему мнению, различным методическим подходом – профилографирование, метод отпечатков, оптический, метод термопар, планиметрический, микрошлифов и другие, а в расчетных методах – различие принятой формы зерна и исходных размеров зерен, основанных на обозначении зернистости порошка. Кроме того, с целью установления достоверных результатов, каждый из отмеченных методов порождает целый ряд особенных методик и оригинальных подходов. Профилографирование рабочей поверхности круга может производиться алмазной иглой, долотообразным щупом, с записью профилограм по двум вспомогательным линиям, эквидистантно расположенным относительно контролируемой, с оценкой рельефа токопроводящей иглой для более отчетливого распознавания алмазных зерен и выступов металлической связки и т. д. И так в каждом методе. При этом в соответствующем отличительном способе приводится анализ преимуществ одного и недостатков другого подхода.

По нашему мнению, наиболее достоверным расчетным методом может считаться тот, при котором результаты соответствуют эксперимен-

тальным данным, полученным поштучным подсчетом числа зерен в одном карате и соответственно в единице объема алмазоносного слоя [10, 171].

В наших расчетах такое соответствие позволяло судить о достоверности результатов.

Производился анализ и расчет зерен, удерживающихся на рабочей поверхности круга при наименьшей глубине заделки в связке. Многие исследователи в качестве определяющего параметра принимают максимальную высоту выступания зерен над уровнем связки. В связи с этим отметим, что минимальная глубина заделки является более надежной (устойчивой), физически определяемой величиной, в меньшей мере зависящей от случайно воздействующих факторов.

При расчете количества алмазных зерен на поверхности круга зерно рассматривали в виде эллипсоида вращения. Сечение зерна вертикальной плоскостью показано на рис. 2.1, а. Плоскость A – верхний уровень связки, h – минимальная глубина заделки зерна, при котором оно удерживается в связке и определяется расположением плоскости B ; a , b – соответственно малая и большая полуоси эллипсоида.

Для характеристики положения центра зерна служит координатная ось Z , перпендикулярная к плоскости A , при этом начало координат выбрано в точке O . Угол φ – угол между большой осью эллипсоида и координатной осью Z , P – максимальное расстояние по оси Z между центром эллипсоида и точками на его поверхности (в частности, M).

Величина P – функция угла φ : $P = P(\varphi)$ (она будет найдена ниже). Угол принимает значение от 0 до 90° , в этом интервале распределение значений угла положения φ можно считать равномерным. Кроме того, считаем, что размещение количества зерен в алмазоносном слое по глубине также равномерное, следовательно, и распределение центров зерен по координате z – равномерное.

На рабочей поверхности круга будут удерживаться те зерна, которые пересекаются плоскостями A , B ; обозначим количество этих зерен на поверхности круга через N_S , а на единице поверхности – n_S .

Для определения количества зерен на поверхности круга удобно рассмотреть два случая:

- 1) $z > \frac{h}{2}$ (центры зерен ниже плоскости C);
- 2) $z < \frac{h}{2}$ (центры зерен выше плоскости C).

При этом плоскость C – плоскость, расположенная на равном расстоянии от плоскостей A и B , т. е. на расстоянии $\frac{h}{2}$ от них.

Рассмотрим первый случай. Отметим, что при расположении большей оси эллипсоида параллельно плоскости A ($\varphi = 90^\circ$) выступание зерен над уровнем связки с наименьшей глубиной заделки будет иметь место. Следовательно, для любого промежутка $(\varphi, \varphi + \Delta\varphi)$ от 0° до 90° найдутся зерна с центрами ниже плоскости C $\left(z > \frac{h}{2}\right)$, которые пересекут плоскость A .

Как видно из рис. 2.1, условием пересечения зернами обеих плоскостей A , B в первом случае является неравенство

$$z < P(\varphi). \quad (2.1)$$

Далее определяем количество зерен, которые пересекут обе плоскости A и B (для первого случая); обозначим это количество через N_S^H (нижнее, т. е. центры расположены ниже плоскости C).

Рассмотрим зерна с углами от φ до $\varphi + \Delta\varphi$; они будут пересекать обе плоскости A и B тогда и только тогда, когда их центры расположены в слое, характеризуемом неравенством

$$\frac{h}{2} < z < P(\varphi). \quad (2.2)$$

Этот слой показан на рис. 2.1, б (заштрихованная зона). Толщина его $P(\varphi) - \frac{h}{2}$.

Если через N обозначить количество центров зерен в алмазоносном слое единичной толщины, то общее количество зерен в рассматриваемом, конкретном слое, определяемом зафиксированным значением φ , равно $N \left[P(\varphi) - \frac{h}{2} \right]$. Далее из этого числа зерен находим то количество m , которое имеет значение угла от φ до $\varphi + \Delta\varphi$.

Учитывая, что распределение зерен по углу φ равномерное в промежутке $\left[0, \frac{\pi}{2} \right]$, получаем

$$m = \frac{N \left[P(\varphi) - \frac{h}{2} \right]}{\frac{\pi}{2}} \Delta\varphi.$$

Таким образом, величина m представляет собой количество зерен с углами от φ до $\varphi + \Delta\varphi$, центры которых расположены ниже плоскости C и которые пересекают обе плоскости A и B .

Суммируя количество зерен по всем промежуткам $\Delta\varphi$ (в пределах от 0 до $\frac{\pi}{2}$), получаем количество зерен (N_S^H) , пересекающих плоскости A и B

для случая, когда $z > \frac{h}{2}$, т. е.

$$N_S^H = \frac{2N}{\pi} \int_0^{\pi/2} \left[P(\varphi) - \frac{h}{2} \right] d\varphi = \frac{2N}{\pi} \left[\int_0^{\pi/2} P(\varphi) d\varphi - \frac{h}{2} \frac{\pi}{2} \right]. \quad (2.3)$$

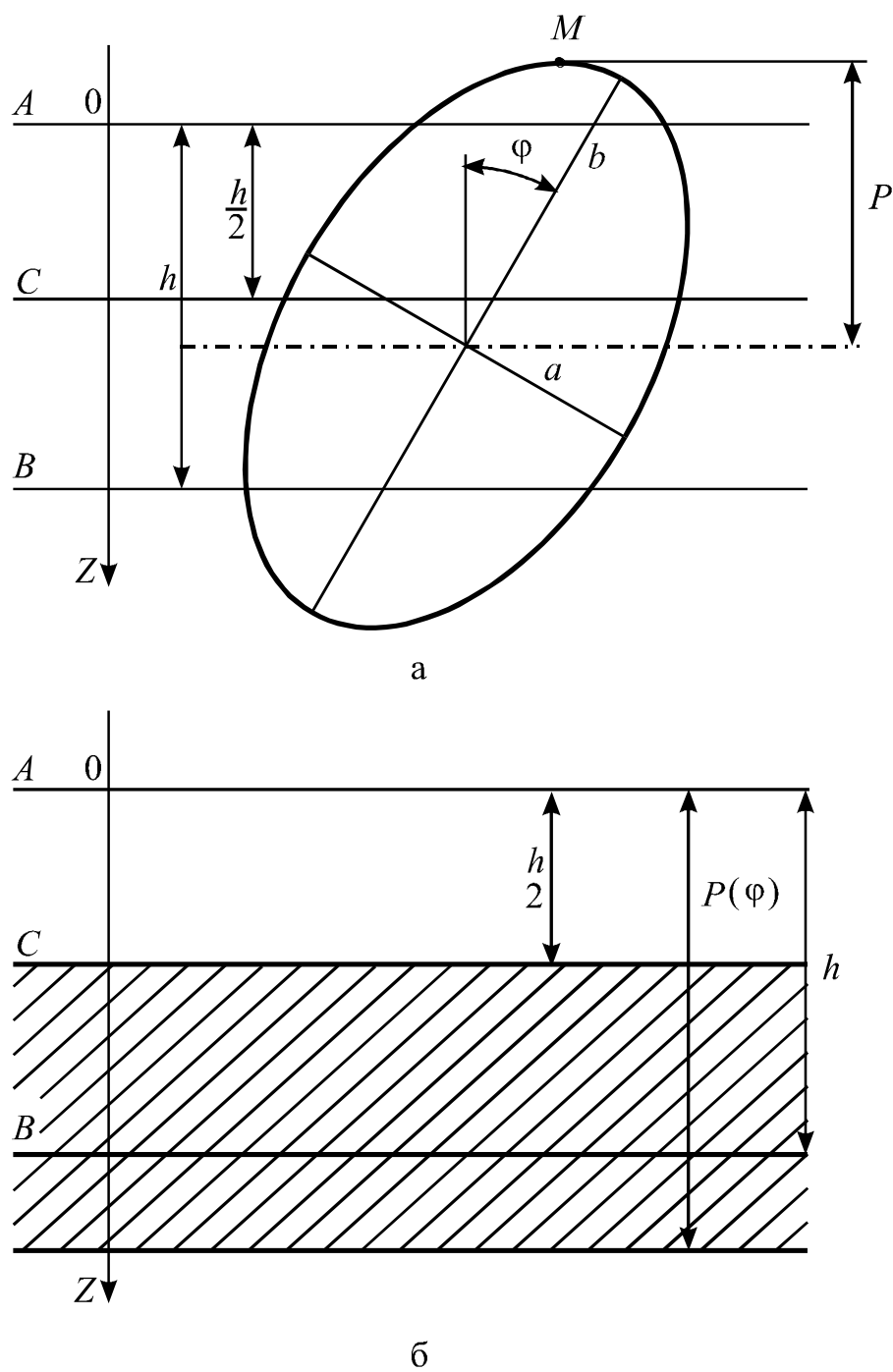


Рис. 2.1. Схема расположения зерен с центрами ниже плоскости $C \left(z > \frac{h}{2} \right)$ (а) и слой, в котором они расположены (б)

Во втором случае рассматриваем зерна, центры которых расположены выше плоскости C , т. е. $z < \frac{h}{2}$ (рис. 2.2, а).

Аналогично при любом значении угла от 0 до 90° найдутся зерна с $z < \frac{h}{2}$, которые пересекут плоскость B , а следовательно, и плоскость A (рис. 2.2, а). В этом случае условием пересечения зернами обеих плоскостей является неравенство $z + P(\varphi) > h$ или

$$z > h - P(\varphi). \quad (2.4)$$

Оно охватывает также случай, когда центры зерен расположены выше плоскости A , т. е. z имеет отрицательное значение.

Определяем количество зерен, которые пересекут плоскости A и B . Как и раньше отмечаем, что зерна с углами от φ до $\varphi + \Delta\varphi$ пересекут плоскости A и B тогда и только тогда, когда их центры расположены в слое, определяемом неравенством (рис. 2.2, б)

$$\frac{h}{2} > z > h - P(\varphi). \quad (2.5)$$

Левая часть этого неравенства $z < \frac{h}{2}$ вытекает из второго случая, когда центры расположены выше плоскости C . Отсюда следует, что нижняя граница слоя характеризуется плоскостью с координатой $z = \frac{h}{2}$, т. е. плоскостью C . Правая часть его представляет собой неравенство (2.4) и определяет в общем случае верхнюю границу слоя с координатой

$$z = h - P(\varphi).$$

Тогда толщина этого слоя

$$\frac{h}{2} - [h - P(\varphi)] = P(\varphi) - \frac{h}{2}.$$

Как видно, толщина слоя во втором случае выражается такой же формулой, как и в первом. Следовательно, и количество зерен (N_S^e) , пере-

секающих плоскости A и B для второго случая, т. е., когда $z < \frac{h}{2}$, может быть найдено также по формуле (2.3).

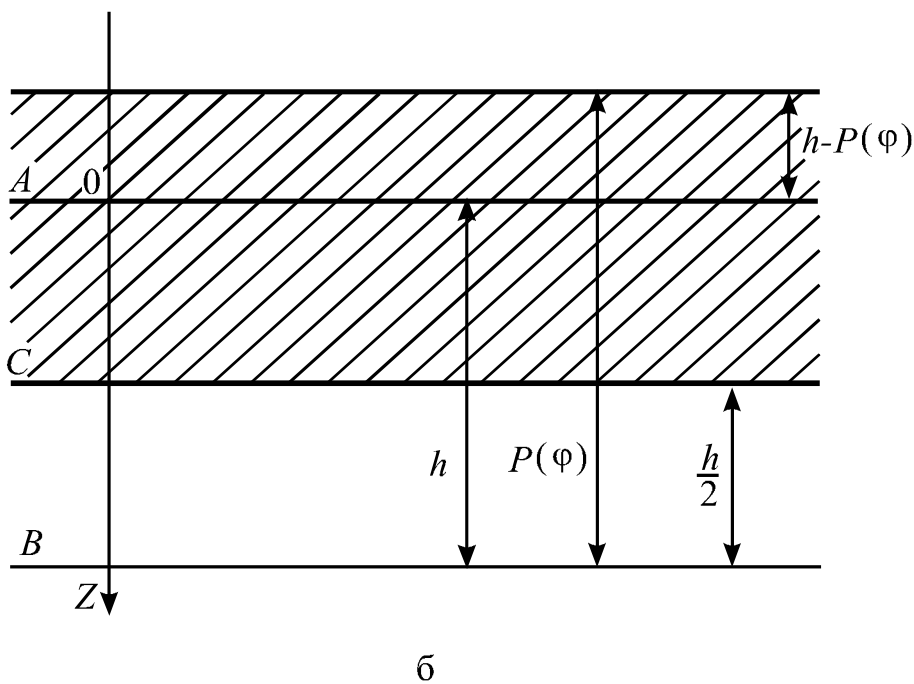
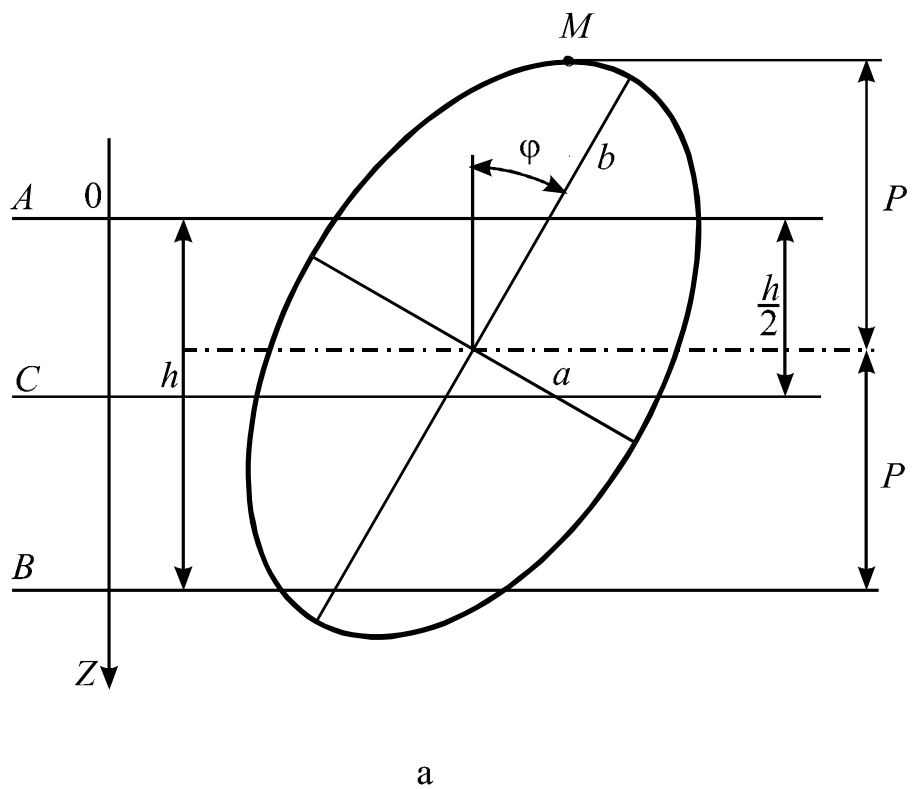


Рис. 2.2. Схема расположения зерен с центрами выше плоскости C $\left(z < \frac{h}{2}\right)$

Таким образом, количество зерен, центры которых расположены ниже (N_S^H) и выше (N_S^G) плоскости C и пересекают плоскости A и B , определяется одной и той же формулой.

Поэтому суммарное количество зерен (N_S) на поверхности запишем в виде уравнения

$$N_S = N_S^H + N_S^G = \frac{4N}{\pi} \left[\int_0^{\pi/2} P(\varphi) d\varphi - \frac{\pi h}{4} \right].$$

Для установления числа зерен, приходящихся на единицу поверхности (n_S) , отнесем суммарное количество к их единице поверхности

$$\frac{N_S}{S} = \frac{4N}{\pi S} \left[\int_0^{\pi/2} P(\varphi) d\varphi - \frac{\pi h}{4} \right],$$

где S – величина поверхности алмазоносного слоя, на которой необходимо найти число зерен.

Обозначим $\frac{N_S}{S} = n_S$, а $\frac{N}{S} = n$, причем физически величина n – количество центров зерен в единице объема алмазоносного слоя. Тогда

$$n_S = \frac{4n}{\pi} \left[\int_0^{\pi/2} P(\varphi) d\varphi - \frac{\pi h}{4} \right]. \quad (2.6)$$

Определим подынтегральную функцию $P(\varphi)$ в уравнении (2.6).

Из рис. 2.3 видно, что величина P представляет собой значение координаты y точки M в системе координат (X, Y) , т.е. $P = y(M)$. Для нахождения этой координаты удобно сначала отыскать координаты точки M в системе, связанной с осями эллипса. Поэтому вводим систему координат (ξ, η) .

Уравнение эллипса в этой системе имеет вид

$$\frac{\xi^2}{a^2} + \frac{\eta^2}{b^2} = 1. \quad (2.7)$$

Найдем координаты точки M в системе (ξ, η) . С одной стороны, координаты этой точки удовлетворяют уравнению (2.7). Для получения второго уравнения определим производную $\eta'(\xi)$. Учитывая, что уравнение (2.7) характеризует функцию $\eta(\xi)$ неявно, имеем

$$\frac{2\xi}{a^2} - \frac{2\eta\eta'}{b^2} = 0,$$

отсюда

$$\eta' = \frac{\xi b^2}{\eta a^2}. \quad (2.8)$$

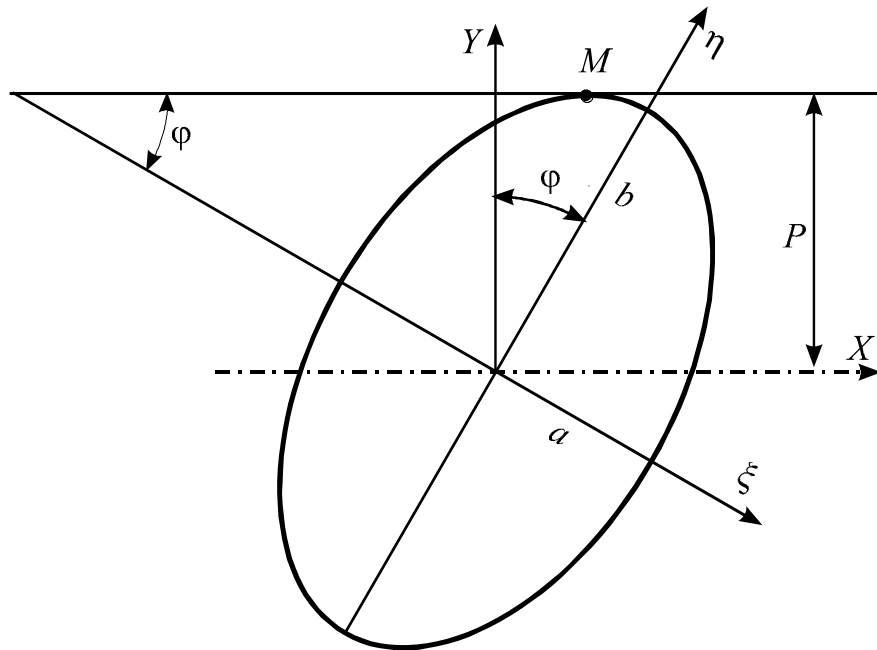


Рис. 2.3. Схема к определению подынтегральной функции $P(\varphi)$

Производная η' в точке M равна тангенсу угла между касательной к эллипсу в этой точке и осью ξ . Как следует из рис. 2.3, этот угол равен φ , т.е. $\eta' = \operatorname{tg} \varphi$ или $(\eta')^2 = (\operatorname{tg} \varphi)^2$.

Далее, подставляя выражение для η' из формулы (2.8), получаем

$$\frac{\xi^2 b^4}{\eta^2 a^4} = \operatorname{tg}^2 \varphi. \quad (2.9)$$

Точка M удовлетворяет обоим уравнениям (2.7) и (2.9). Решая их совместно, найдем координаты точки M в зависимости от φ .

Из уравнения (2.7) имеем

$$\eta^2 = b^2 \left(1 - \frac{\xi^2}{a^2} \right). \quad (2.10)$$

Значение η^2 подставляем в формулу (2.9).

$$\xi^2 b^4 = \operatorname{tg}^2 \varphi a^4 b^2 \left(1 - \frac{\xi^2}{a^2} \right).$$

Решая ее относительно ξ , получаем

$$\begin{aligned} \xi^2 &= \frac{a^4 \operatorname{tg}^2 \varphi}{b^2 + a^2 \operatorname{tg}^2 \varphi}; \\ \xi &= -\frac{a^2 \operatorname{tg} \varphi}{\sqrt{b^2 + a^2 \operatorname{tg}^2 \varphi}}. \end{aligned} \quad (2.11)$$

Подставляя последнее выражение в уравнение (2.10), находим формулу для η^2 в зависимости от угла φ :

$$\begin{aligned} \eta^2 &= b^2 \left(1 - \frac{a^2 \operatorname{tg}^2 \varphi}{b^2 + a^2 \operatorname{tg}^2 \varphi} \right) = b^2 \left(\frac{b^2 + a^2 \operatorname{tg}^2 \varphi - a^2 \operatorname{tg}^2 \varphi}{b^2 + a^2 \operatorname{tg}^2 \varphi} \right); \\ \eta^2 &= \frac{b^4}{b^2 + a^2 \operatorname{tg}^2 \varphi}; \\ \eta &= \frac{b^2}{\sqrt{b^2 + a^2 \operatorname{tg}^2 \varphi}}. \end{aligned} \quad (2.12)$$

Как видно из рис. 2.3, величина P представляет собой значение координаты y точки M . Пользуясь формулами преобразования координат при повороте осей, известными в аналитической геометрии, получаем эту координату:

$$P = y(M) = -\xi \sin \varphi + \eta \cos \varphi.$$

Подставляя значение ξ из уравнения (2.11) и η – из (2.12), имеем

$$P = \frac{\sin \varphi a^2 \operatorname{tg} \varphi}{\sqrt{b^2 + a^2 \operatorname{tg}^2 \varphi}} + \frac{b^2 \cos \varphi}{\sqrt{b^2 + a^2 \operatorname{tg}^2 \varphi}} = \frac{a^2 \sin \varphi \operatorname{tg} \varphi + b^2 \cos \varphi}{\sqrt{b^2 + a^2 \operatorname{tg}^2 \varphi}}.$$

Упростим это выражение, вынося $\cos \varphi$ в числителе за скобки:

$$P = \cos \varphi \sqrt{b^2 + a^2 \operatorname{tg}^2 \varphi}. \quad (2.13)$$

Формула (2.13) определяет искомую зависимость P от угла φ . Подставляем найденное значение P в уравнение (2.6):

$$n_S = \frac{4n}{\pi} \left[\int_0^{\pi/2} \cos \varphi \sqrt{b^2 + a^2 \operatorname{tg}^2 \varphi} d\varphi - \frac{\pi h}{4} \right];$$

$$n_S = \frac{4n}{\pi} \int_0^{\pi/2} \cos \varphi \sqrt{b^2 + a^2 \operatorname{tg}^2 \varphi} d\varphi - nh. \quad (2.14)$$

Рассмотрим интеграл в последнем уравнении:

$$I = \int_0^{\pi/2} \cos \varphi \sqrt{b^2 + a^2 \operatorname{tg}^2 \varphi} d\varphi = \int_0^{\pi/2} \sqrt{b^2 \cos^2 \varphi + a^2 \sin^2 \varphi} d\varphi =$$

$$= \int_0^{\pi/2} \sqrt{b^2 - b^2 \sin^2 \varphi + a^2 \sin^2 \varphi} d\varphi = b \int_0^{\pi/2} \sqrt{1 - \frac{b^2 - a^2}{b^2} \sin^2 \varphi} d\varphi.$$

Величина $\frac{b^2 - a^2}{b^2}$ положительна, поэтому ее можно обозначить че-

рез K^2 , т. е.

$$K^2 = \frac{b^2 - a^2}{b^2} = 1 - \frac{a^2}{b^2}. \quad (2.15)$$

С учетом этого обозначения рассматриваемый интеграл принимает вид

$$I = b \int_0^{\pi/2} \sqrt{1 - K^2 \sin^2 \varphi} d\varphi.$$

Подставляем преобразованное значение интеграла в формулу (2.14):

$$n_S = \frac{4n}{\pi} b \int_0^{\pi/2} \sqrt{1 - K^2 \sin^2 \varphi} d\varphi - nh.$$

Вводим обозначение

$$E(K) = b \int_0^{\pi/2} \sqrt{1 - K^2 \sin^2 \varphi} d\varphi.$$

Интеграл $E(K)$ не выражается в конечном виде через элементарные функции: он представляет собой полный эллиптический интеграл второго рода, для которого имеются таблицы при разных значениях K .

Таким образом,

$$n_S = \frac{4n}{\pi} b E(K) - nh. \quad (2.16)$$

Как видно из этой формулы, количество зерен на единице поверхности алмазонасного слоя зависит от количества зерен в единице объема n , большой полуоси эллипсоида b , отношения полуосей a/b и минимальной глубины заделки h зерна в связке, при которой оно еще удерживается на поверхности круга.

Найдем количество зерен в единице объема. Как известно, за 100 %-ную концентрацию принимается 0,878 мг алмаза в 1 мм³ алмазонасного слоя; тогда содержание алмазов в 1 мм³ этого слоя для круга любой концентрации (κ) будет, мг:

$$G = 0,878 \frac{\kappa}{100}.$$

Расчетный объем собственно алмазных зерен в 1 мм³ слоя определяется по следующей формуле, мм³:

$$V = \frac{0,878\kappa}{100\gamma}.$$

Поскольку это объем всех зерен, то, зная объем одного алмазного зерна, можно найти их количество в 1 мм³, шт/мм³:

$$n = \frac{0,878\kappa}{100\gamma V_z},$$

где γ – плотность алмаза, мг/мм³;

V_z – объем одного зерна, мм³, при $\gamma = 3,52$ мг/мм³.

Число зерен определится по формуле, шт/мм³:

$$n = \frac{\kappa}{400V_z}. \quad (2.17)$$

Объем зерна определим, исходя из принятой формы в виде эллипсоида вращения:

$$V_z = \frac{4}{3} \pi a^2 b.$$

Если установить соотношение полуосей эллипсоида вращения в принятой модели зерна, то предыдущая формула упростится и примет вид, удобный для дальнейших расчетов.

Для установления этого соотношения были произведены измерения 300 алмазных зерен зернистостью 200/160; они проводились на минералогическом микроскопе МИН-8 в проходящем свете с помощью винтового окулярного микрометра МОБИ-15^х, шкала которого предварительно тари-

ровалась объект-микрометром: точность измерения при этом составляла $\pm 0,5$ мкм (1 деление шкалы окулярного микрометра).

В табл. 2.1 и 2.2 представлены результаты измерений и расчетные данные для вычисления методом произведений выборочных средних и дисперсии статистических распределений длины и ширины зерен [38].

Варианты $2b_i$ и $2a_i$ соответствуют середине интервала значений и записаны в первом столбце. Во втором столбце записаны частоты вариант m_i , в третьем – условные варианты $u_i = \frac{2b_i - c}{i}$, причем в качестве ложного нуля c выбраны варианты с наибольшей частотой (для размера $2b_i$ варианта 300, а для размера $2a_i$ – 200), при этом шаг i равен разности между любыми соседними вариантами.

Таблица 2.1

Расчетные данные для длины зерна $2b_i$

$2b_i$	m_i	u_i	$m_i u_i$	$m_i u_i^2$	$m_i (u_i + 1)^2$
244	9	-4	-36	144	81
258	20	-3	-60	180	80
272	32	-2	-64	128	32
286	46	-1	-46	46	0
300	61	0	$A_1 = -206$		61
314	54	0	54	54	216
328	39	2	78	156	351
342	23	3	69	207	368
356	10	4	64	256	400
	$m = 300$		$\overline{A_2 = 265}$ $\sum m_i u_i = 59$	$\sum m_i u_i^2 = 1171$	$\sum m_i (u_i + 1)^2 = 1585$

Условные моменты первого и второго порядков по данным табл. 2.1:

$$M_1^* = \frac{\sum m_i u_i}{m} = \frac{59}{300} = 0,196;$$

$$M_2^* = \frac{\sum m_i u_i^2}{m} = \frac{1171}{300} = 3,903.$$

Искомые выборочные средняя и дисперсия при шаге $i = 14$ будут:

$$\overline{2b} = M_1^* i + c = 0,196 \times 14 + 300 = 302,744;$$

$$D = \left[M_2^* - (M_1^*)^2 \right] i^2 = 754,54.$$

Выборочное среднее квадратичное отклонение $\sigma_g = 27,46$.

Таблица 2.2

Расчетные данные для ширины зерна $2a_i$

$2a_i$	m_i	u_i	$m_i u_i$	$m_i u_i^2$	$m_i (u_i + 1)^2$
168	15	-4	-60	240	135
176	31	-3	-93	279	124
184	42	-2	-84	168	42
192	59	-1	-59	59	0
200	64	0	$A_1 = -296$		64
208	48	+1	48	48	192
216	24	2	46	96	216
224	11	3	33	99	176
232	6	4	24	96	150
	$m = 300$		$\overline{A_2 = 153}$ $\sum m_i u_i = -143$	$\sum m_i u_i^2 = 1085$	$\sum m_i (u_i + 1)^2 = 1099$

Условные моменты первого и второго порядков по данным табл. 2.2:

$$M_1^* = \frac{\sum m_i u_i}{m} = \frac{-143}{300} = -0,477;$$

$$M_2^* = \frac{\sum m_i u_i^2}{m} = \frac{1085}{300} = 3,61.$$

Искомые выборочные средняя и дисперсия при шаге $i = 8$ будут:

$$\overline{2a} = M_1^* i + c = 0,477 \times 8 + 200 = 196,1;$$

$$D = \left[3,61 - (-477)^2 \right] \times 64 = 216,5.$$

Выборочное среднее квадратичное отклонение $\sigma_g = 14,7$.

Таким образом, $b = 1,543a$. Приняв $b = 1,5a$, что согласуется с известными литературными данными [25, 94, 95, 212, 214], формулу для объема зерна можно представить в виде

$$V_z = \frac{4}{3} \pi 1,5a^3 = 2\pi a^3. \quad (2.18)$$

Подставив значение объема зерна в формулу (2.17), получим:

$$n = \frac{\kappa}{800\pi a^3}. \quad (2.19)$$

Для дальнейших расчетов необходимо определить величину a – малую полуось эллипсоида вращения (зерна) любой зернистости.

Как известно, зернистость шлифпорошков обозначается дробью, в которой числитель указывает размер ячейки верхнего, а знаменатель – размер нижнего сита. Однако это не означает, что размеры зерен соответствуют размерам ячеек, т. к. через квадратные ячейки сита проходят зерна удлиненной формы в вертикальном положении. Поэтому, естественно, будет иметь место расхождение между контролем зерен с помощью сит и фактическим размером [10].

Вместе с тем, очевидно, следует предположить, что, если зерна проходят через ячейки верхнего сита, а на нижнем задерживаются, то за меньший размер зерен, имеющих форму близкую к эллипсоиду вращения (малую ось), можно принять средний размер ячеек.

Так, например, для зернистости 100/80 $2a = 90$ мкм, $a = 45$ мкм, для зернистости 250/200 $2a = 225$ мкм, $a = 112,5$ мкм и т. д.

В табл. 2.3 приведены, для примера, результаты расчета (по формуле 2.18) объема одного зерна для некоторых зернистостей.

Таблица 2.3

Средний объем одного зерна, $V_z \times 10^{-5} \text{ мм}^3$

Зернистость порошка	125/100	100/80	80/63	63/50
V_z	111	57,2	28,5	14,0

Значения объемов одного зерна, рассчитанные по предлагаемой методике, весьма близки к известным данным, где было обсчитано поштучно около 100 тысяч зерен [10, 171].

Результаты подсчета числа зерен в единице объема по формуле 2.19 для кругов различных зернистостей, 100 %-ной концентрации приведены в табл. 2.4.

Таблица 2.4

Число зерен в единице объема (в 1 мм^3) алмазного круга 100 %-ной концентрации, штук

Зерни- стость	315/250	250/200	200/160	160/125	125/100	100/80	80/63	63/50	50/40
n	14	28	55	110	224	437	871	1767	3495

Зная число зерен в единице объема, можно определить их количество в одном карате

$$n_k = 227,8n. \quad (2.20)$$

В табл. 2.5 представлены результаты расчета числа зерен в одном карате для различных зернистостей, подсчитанные по формуле (2.20), и, для сравнения, приведены данные по числу зерен в одном карате, взятые из Справочника по алмазной обработке [172].

Таблица 2.5

Число зерен в одном карате алмазного порошка, тыс. штук

Зерни- стость	315/250	250/200	200/160	160/125	125/100	100/80	80/63	63/50	50/40
n_k	3,19	6,38	12,5	25,0	51,0	99,5	198,0	402,0	760,0
n_k [171]	3,20	6,37	12,8	25,5	50,2	100,0	203,0	401,0	796,0

Как видно из табл. 2.5, числа зерен в одном карате, подсчитанные по различной методике, имеют весьма близкие значения. Если учесть, что коэффициент заполнения объема, зависящий от формы зерна, в работе [172] определялся поштучным подсчетом числа зерен различных зернистостей, то можно считать, что принятая форма зерна в виде эллипсоида вращения, соотношение полуосей, размеры меньшей полуоси и общая методика расчета позволяют весьма точно определить количество зерен в единице объема алмазоносного слоя.

Установление наименьшей глубины заделки зерен в связке производилось для кругов чашечной формы $150 \times 10 \times 3$ различных зернистостей на связках М2-01, М1-01 и В2-01 после шлифования твердого сплава Т15К6 на оптимальных для каждого типа связки режимах, при этом круги на металлической связке были из алмазов АС6, а на органической – из алмазов АС4.

Из алмазоносного слоя кругов различных зернистостей вырезались элементы, из которых изготавливались поперечные шлифы по глубине залегания зерен. Элементы шлифовались мелкозернистыми алмазными кругами, а затем доводились на стеклянной плите алмазными пастами АСМ 3/1 и АСМ 1/0.

Шлифы изучались на металлографическом микроскопе МИМ-8 и с помощью микрофотографий.

На каждом шлифе рассматривалось 5 участков, на которых замерялась наименьшая глубина залегания зерен, после чего определялась условная средняя.

В табл. 2.6 приведены экспериментальные значения \bar{h} в зависимости от зернистости для связок М2-01, М1-01 и В2-01, при этом зернистость характеризуется размером большой полуоси эллипсоида вращения b , мкм.

Таблица 2.6

Зернистость	40/28	80/63	100/80	160/125	250/200
b	25,5	53,62	67,5	106,5	168,75
h_{M1-01}	19,2	37,0	47,4	69,2	101,0
h_{M2-01}	—	35,6	43,4	61,8	88,4
h_{B2-01}	—	39,2	46,8	67,6	96,4

Как видно из табл. 2.6, $h = f(b)$. Очевидно, можно предположить, что h и b связаны линейной корреляционной зависимостью.

Методом наименьших квадратов были найдены выборочные уравнения прямой линии регрессии h на b :

$$\text{для связки М1-01 } h = 6,8 + 0,56b; \quad (2.21)$$

$$\text{для связки М2-01 } h = 12,2 + 45b; \quad (2.22)$$

$$\text{для связки В2-01 } h = 13,3 + 0,49b. \quad (2.23)$$

В табл. 2.7 приведены рассчитанные по формулам значения заделки h для различных зернистостей и связок.

Далее найдем значения $E(K)$ — полного эллиптического интеграла; это значение приведено в справочных таблицах для различных значений

$$K = \sin \alpha, \text{ при этом } K = \sqrt{1 - \frac{a^2}{b^2}}.$$

Таблица 2.7

Значение минимальной глубины заделки h , мкм

Зерни- стость Связка	315/250	250/200	200/160	160/125	125/100	100/80	80/63	63/50	50/40
M1-01	125,45	101,3	82,40	66,60	54,00	44,60	46,80	30,50	25,7
M2-02	107,54	88,14	72,95	60,12	50,18	42,57	36,33	31,27	27,4
B2-01	117,12	95,99	79,45	65,67	54,64	46,37	39,57	34,06	28,4

В табл. 2.8 приведена выписка из Справочника по высшей математике [76].

Таблица 2.8

Значения $E(K)$ для различных $K = \sin \alpha$

α	45	46	47	48	49	50	51	52	53	54	55
K	0,707	0,719	0,731	0,733	0,755	0,766	0,777	0,788	0,799	0,809	0,819
$E(K)$	1,351	1,342	1,333	1,324	1,315	1,305	1,296	1,287	1,278	1,268	1,259

Подсчет величины K показал, что для принятой модели зерна для различных зернистостей она постоянна и составляет $K = 0,745$.

Для этого значения по данным табл. 2.8 методом интерполяции найдем $E(K) = 1,323$.

Таким образом, представляется возможным упростить формулу для расчета реального числа зерен на единице поверхности круга:

$$n_S = \frac{4n}{\pi} b \cdot 1,323 - nh$$

или

$$n_S = n(1,68b - h). \quad (2.24)$$

Зная число зерен n_S , можно определить среднее расстояние между ними на поверхности круга по формуле

$$l = \frac{1}{\sqrt{n(1,68b - h)}}. \quad (2.25)$$

В табл. 2.9 и 2.10 приведены рассчитанные значения числа зерен на поверхности алмазного круга 100 %-ной концентрации и среднее значение расстояний между ними для различных зернистостей и связок.

Таблица 2.9

Число зерен n_s на 1 см^2 поверхности круга, штук

Зернистость Связка	315/250	250/200	200/160	160/125	125/100	100/80	80/63	63/50	50/40
M1-01	322	512	794	1251	1951	2952	4538	7197	1085
M2-02	347	548	846	1314	2037	3057	4681	7061	10211
B2-01	334	526	811	1255	1938	2891	4394	6561	9826

Таблица 2.10

Среднее расстояние между зернами l , мм

Зернистость Связка	315/250	250/200	200/160	160/125	125/100	100/80	80/63	63/50	50/40
M1-01	0,557	0,442	0,355	0,283	0,226	0,184	0,147	0,118	0,096
M2-02	0,537	0,427	0,344	0,276	0,222	0,181	0,146	0,119	0,099
B2-01	0,437	0,436	0,351	0,272	0,227	0,186	0,151	0,123	0,100

2.2. Расчет плотности распределения зерен

Расчет количества зерен на поверхности круга и расстояния между ними могут иметь самостоятельное значение, так как позволяют для различных зернистостей и концентраций производить качественную оценку условий взаимодействия круга с обрабатываемыми материалами. Однако, как известно, не количество «видимых» на поверхности зерен вообще, а именно рабочие, активные зерна являются важнейшей характеристикой

процесса шлифования. Известны работы, в которых приводятся и анализируются соотношения рабочих (иногда их называют динамическими) и всех зерен на поверхности круга [125, 127, 141, 199, 200, 221, 224].

Следует, однако, заметить, что количество рабочих зерен не целесообразно рассматривать как самостоятельный фактор и на его основе производить анализ выходных параметров, т. к. однозначно установленное количество зерен не может служить стабильной характеристикой процесса, оно скорее является производной величиной, зависящей, прежде всего, от распределения зерен, свойств материала, глубины внедрения режущего профиля в него и др. В моделях процесса шлифования при взаимодействии обрабатываемого материала и рабочей поверхности круга, имеющей определенную плотность распределения зерен, контактирующий участок кривой плотности «сам выдаст» необходимое для модели количество активных зерен, которое вместе с другими факторами определит величину оптимизируемого параметра.

Поэтому анализ плотности распределения зерен имеет важное значение. Обычно она устанавливается экспериментально, а затем подбирается один из известных в теории вероятностей законов распределения, либо кривая (чаще интегральная функция) аппроксимируется каким-то математическим выражением. Подобный подход приводит к тому, что одна и та же, например, высотная характеристика зерен на поверхности круга у разных исследователей имеет неодинаковое распределение и подчиняется различным законам – нормальному [143, 200], равномерному [118], параболическому [9] и др. Причем, достоверность результатов, полученных разными авторами, не подвергается в данном случае сомнению.

В связи с этим, следует предполагать, что существует какое-то теоретическое распределение зерен на поверхности круга, а экспериментально получены его деформированные характеристики. Деформация кривой рас-

пределения может произойти как из-за различного методического подхода к оценке рельефа круга, так и из-за различной наследственности состояния режущей поверхности. Так, изменение вида кривой плотности распределения у уровня связки можно объяснить различной степенью внешнего засаливания кругов, либо неодинаковым пластическим течением связки, частично покрывшей мало выступающие зерна; участок кривой, характеризующий уровень выступления зерен, может быть существенно изменен в зависимости от степени разрушения зерен (характер предварительной правки, условия физико-механического воздействия обрабатываемого материала и др.). В свою очередь, уменьшение высот выступления приведет к увеличению плотности вершин зерен в нижележащих уровнях, в результате чего у кривой распределения по оси плотности появится либо увеличится горб, и она может напоминать кривую нормального распределения и т. д.

Для нахождения распределения будем отыскивать количество зерен, высоты которых над уровнем связки (плоскость A) больше некоторой величины δ , где δ – любая заданная величина (рис. 2.4). Обозначим указанное число зерен на всей поверхности через $N_S(\delta)$. Из схемы видно, что $N_S(\delta)$ есть количество зерен, пересекающих одновременно плоскости B и D (плоскость B определяет наименьшую глубину заделки зерна в связке). Определим границы для δ . Эти границы находятся из условия, что вертикально расположенное зерно касается плоскости D с минимальной величиной δ и одновременно касается плоскости B :

$$\delta_{\max} + h = 2b$$

откуда

$$0 < \delta < 2b - h. \quad (2.26)$$

Фиксированное значение δ характеризуется определенным углом $\varphi_{кр}$ (критическое). При этом, если $\varphi > \varphi_{кр}$, то зерно не пересечет плоскости B и D одновременно, а при $\varphi < \varphi_{кр}$ такое пересечение возможно.

Для дальнейшего анализа и нахождения $\varphi_{кр}$ целесообразно разбить интервал (2.26) возможных значений δ на два: один из них включает те δ , при которых зерно с горизонтально расположенной большой осью может пересекать плоскости B и D (в этом случае $\varphi_{кр} = \frac{\pi}{2}$), второй интервал включает те δ , при которых расположенное подобным образом зерно не может пересечь плоскости B и D одновременно (в этом случае плоскости B и D могут быть пересечены при $\varphi_{кр} < \frac{\pi}{2}$).

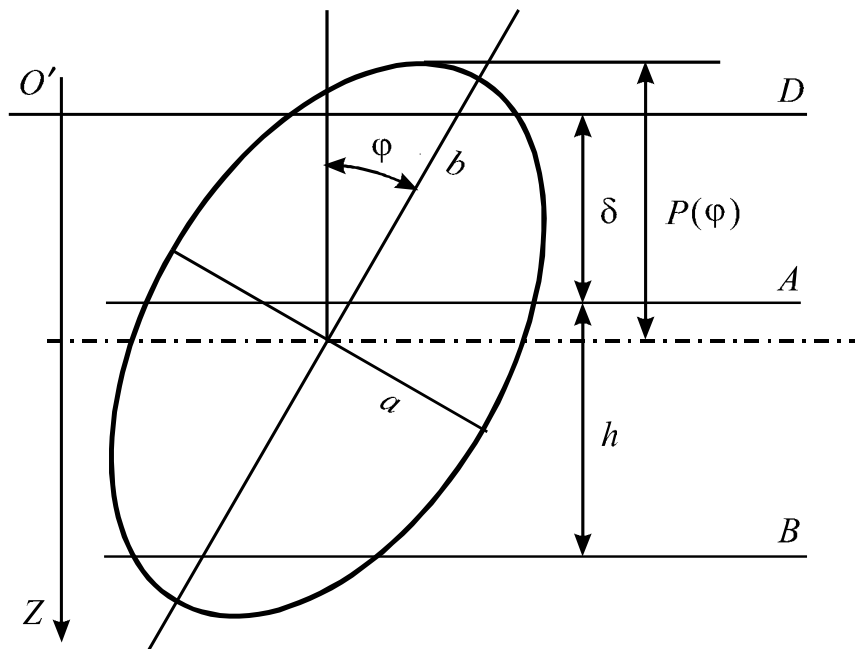


Рис. 2.4. Схема к расчету плотности распределения зерен

В случае первого интервала должно выполняться неравенство $2a > h + \delta$, т. е. первый интервал определится неравенством

$$0 < \delta < 2a - h. \quad (2.27)$$

Итак, если δ удовлетворяет неравенству (2.27), то

$$\varphi_{кр} = \frac{\pi}{2}.$$

Второй интервал представляет собой разность неравенств (2.26) и (2.27) и может быть задан в виде неравенства:

$$2a - h < \delta < 2b - h. \quad (2.28)$$

Далее остается найти $\varphi_{кр}$ в зависимости от значений δ , удовлетворяющих условию (2.28). Этот угол находим из условия, что если $\varphi = \varphi_{кр}$, то плоскости B и D касаются поверхности зерна. В этом случае

$$2P(\varphi_{кр}) = \delta + h. \quad (2.29)$$

Значение $P(\varphi_{кр})$ найдено нами ранее (2.13), поэтому, подставив его в выражение (2.29), получим

$$2\cos\varphi_{кр}\sqrt{b^2 + a^2 \operatorname{tg}^2\varphi_{кр}} = \delta + h.$$

Решив относительно φ , запишем:

$$2b\sqrt{1 - K^2 \sin^2\varphi} = \delta + h, \quad \left(K^2 = 1 - \frac{a^2}{b^2} \right),$$

$$\varphi_{кр} = \arcsin \frac{1}{K} \sqrt{1 - \frac{(\delta + h)^2}{4b^2}}. \quad (2.30)$$

Итак, если δ удовлетворяет неравенству (2.28), то $\varphi_{кр}$ определяется по формуле (2.30).

Перейдем теперь к отысканию $N_S(\delta)$. Вначале фиксируем δ , удовлетворяющее условию (2.27), т. е. $0 < \delta < 2a - h$, и определяем количество зерен, пересекающих обе плоскости B и D и имеющих углы от φ до $\varphi + \Delta\varphi$, где φ – любой угол из промежутка от 0 до $\pi/2$. Обозначим координату центра зерна через z , при этом начало координат выбрано в точке 0 (рис. 2.4).

Тогда условие пересечения зерном плоскости D запишется как $z < P(\varphi)$, а условие пересечения плоскости B будет:

$$P(\varphi) + z > \delta + h$$

или

$$z > \delta + h - P(\varphi).$$

Следовательно, условие пересечения зерном обеих плоскостей имеет вид:

$$\delta + h - P(\varphi) < z < P(\varphi).$$

Это неравенство остается справедливым и при $z < 0$.

Приведенное неравенство позволяет найти толщину слоя, в котором расположены центры зерен, пересекающих обе плоскости B и D с углами φ . Эта толщина равна

$$P(\varphi) - [\delta + h - P(\varphi)] = 2P(\varphi) - \delta - h.$$

Если N – число зерен в слое единичной толщины, то число зерен, центры которых находятся в этом слое, равно $N[2P(\varphi) - \delta - h]$. Это то число зерен, которые пересекут обе плоскости B и D с углами φ , т. е. число зерен, расположенных на поверхности с высотой, большей δ , из них число зерен с углами от φ до $\varphi + \Delta\varphi$ равно $\frac{N[2P(\varphi) - \delta - h]}{\pi/2} \Delta\varphi$. Следовательно,

$$N_S(\delta) = \frac{2N}{\pi} \int_0^{\pi/2} [2P(\varphi) - \delta - h] d\varphi = \frac{2N}{\pi} \left[2 \int_0^{\pi/2} P(\varphi) d\varphi - (\delta + h) \frac{\pi}{2} \right]. \quad (2.31)$$

Эта формула справедлива для δ , удовлетворяющих неравенству (2.27). Теперь найдем $N_S(\delta)$ для тех δ , которые удовлетворяют неравенству (2.28), т. е. $2a - h < \delta < 2b - h$. Как было показано выше, в этом случае пересечение зернами обеих плоскостей B и D возможно при углах φ от 0 до $\varphi_{кр}$. Поэтому для указанных значений δ в формуле (2.31) интеграл будет иметь пределы интегрирования от 0 до $\varphi_{кр}$:

$$N_S(\delta) = \frac{2N}{\pi} \int_0^{\varphi_{кр}} [2P(\varphi) - \delta - h] d\varphi = \frac{2N}{\pi} \left[2 \int_0^{\varphi_{кр}} P(\varphi) d\varphi - (\delta + h) \varphi_{кр} \right]. \quad (2.32)$$

Таким образом, формулы (2.31) и (2.32) характеризуют распределение зерен по высоте, определяя их количество над любой плоскостью, отстоящей от уровня связки на расстояние δ .

Найдем количество зерен над плоскостью D , отстоящей от уровня связки на расстоянии δ . Такая характеристика распределения зерен соответствует функции распределения. Это количество равно $N_S - N_S(\delta)$, где N_S – количество зерен на поверхности круга (общее). Введем обозначение

$$\frac{N_S - N_S(\delta)}{S} = n_S(\delta).$$

При $\delta = \delta_{max}$ $n_S(\delta) = n_S$. Очевидно, что

$$\frac{n_S(\delta)}{n} = \frac{N_S - N_S(\delta)}{N}.$$

Тогда из формул (2.31) и (2.32) следует

$$n_S(\delta) = \left\{ n_S - \frac{2}{\pi} \left[2 \int_0^{\pi/2} P(\varphi) d\varphi - (\delta + h) \frac{\pi}{2} \right] \right\} n \quad (2.33)$$

при $0 < \delta < 2a - h$

и

$$n_S(\delta) = \left\{ n_S - \frac{2}{\pi} \left[2 \int_0^{\varphi_{кр}} P(\varphi) d\varphi - (\delta + h) \varphi_{кр}(\delta) \right] \right\} n \quad (2.34)$$

при $2a - h < \delta < 2b - h$.

Теперь найдем плотность распределения зерен по высоте. Обозначим ее $f(\delta)$. Тогда

$$f(\delta) = \frac{d}{d\delta} \left[\frac{n_S(\delta)}{n_S} \right].$$

Дифференцируя обе части (2.33) по δ , находим

$$f(\delta) = \frac{n}{n_S} \quad (2.35)$$

при $0 < \delta < 2a - h$.

Дифференцируя обе части (2.34) по δ , получаем

$$\begin{aligned} f(\delta) &= \left\{ -\frac{4}{\pi} P(\varphi_{kp}(\delta)) \frac{d}{d\delta} \varphi_{kp}(\delta) + \frac{2}{\pi} \left[(\delta + h) \frac{d}{d\delta} \varphi_{kp}(\delta) + \varphi_{kp}(\delta) \right] \right\} \frac{n}{n_S} = \\ &= \left\{ \frac{2}{\pi} \varphi_{kp}(\delta) + \frac{d}{d\delta} \varphi_{kp}(\delta) \left[\frac{2}{\pi} (\delta + h) - \frac{4}{\pi} P(\varphi_{kp}(\delta)) \right] \right\} \frac{n}{n_S}. \end{aligned}$$

Подставим из (2.29) $P(\varphi_{kp}) = \frac{\delta + h}{2}$. Тогда получим

$$f(\delta) = \left\{ \frac{2}{\pi} \varphi_{kp}(\delta) + \left[\frac{2}{\pi} (\delta + h) - \frac{4}{\pi} \cdot \frac{\delta + h}{2} \right] \frac{d}{d\delta} \varphi_{kp}(\delta) \right\} \frac{n}{n_S} \quad (2.36)$$

или

$$f(\delta) = \frac{2}{\pi} \cdot \frac{n}{n_S} \varphi_{kp}(\delta)$$

при $2a - h < \delta < 2b - h$.

Следовательно, плотность распределения зерен по высоте определяется двумя формулами (2.35) и (2.36). Так как при $0 < \delta < 2a - h$ значение угла $\varphi_{kp}(\delta) = \frac{\pi}{2}$, то вместо двух формул (2.35) и (2.36) плотность распределения $f(\delta)$ можно описать одной

$$f(\delta) = \frac{2}{\pi} \varphi_{kp}(\delta) \frac{n}{n_S} \quad (2.37)$$

при $0 < \delta < 2b - h$, т. е. при всех возможных значениях δ .

Для нахождения $f(\delta)$, т. е. плотности распределения зерен по высоте, необходимо уметь вычислять $\varphi_{kp}(\delta)$ в промежутке $2a - h < \delta < 2b - h$.

Эта зависимость определена ранее найденной формулой (2.30)

$$\varphi_{кр} = \arcsin \frac{1}{K} \sqrt{1 - \frac{(\delta + h)^2}{4b^2}}.$$

Обозначим $\frac{\delta + h}{2b} = \alpha$, тогда $\varphi_{кр} = \arcsin \frac{1}{K} \sqrt{1 - \alpha^2}$. Для удобства вычислений на практике составим таблицу значений $\varphi_{кр}$ для различных α . Учитывая, что $K = 0,745$, получим

$$\varphi_{кр} = \arcsin \frac{\sqrt{1 - \alpha^2}}{0,745}.$$

Когда δ изменяется в промежутке $(2a - h, 2b - h)$, то α изменяется в промежутке $\left(\frac{a}{b}, 1\right)$, а так как $\frac{a}{b} = 0,666$, то получаем промежуток для α : $0,666 < \alpha < 1$. Найдем значение $\varphi_{кр}$ в зависимости от α (в полученном диапазоне α) (табл. 2.11).

Таблица 2.11

Значения $\varphi_{кр}$ в зависимости от α

α	0,68	0,72	0,76	0,80	0,84	0,88	0,92	0,96	1,0
$\varphi_{кр}$	1,393	1,199	1,06	0,986	0,816	0,691	0,554	0,385	0

Таким образом, плотность распределения зерен по высоте зависит от соотношения числа зерен в единице объема и на единице поверхности, от наименьшей глубины заделки и размеров зерна.

Для примера найдем плотность распределения высот для связки М1-01 зернистости 100/80. С этой целью для различных α определим соответствующие им значения δ по формуле $\delta = 2b\alpha - h$ и соответственно для различных $\varphi_{кр}$ найдем $f(\delta)$.

Значение δ определится из выражения $\delta = 135\alpha - 44,6$ т.к. $a = 45$ мкм, $b = 67,5$ мкм, $h = 44,6$ мкм.

Для δ в промежутке (2.27) $0 < \delta < 2a - h$, т. е. $0 < \delta < 45,4$ плотность распределения найдется из выражения $f(\delta) = \frac{n}{n_S}$ так как $\varphi_{кр} = \frac{\pi}{2}$.

Учитывая, что $n = 437 \text{ 1/мм}^3$, $n_S = 29,5 \text{ 1/мм}^2$, плотность $f(\delta) = 14,8 \text{ 1/мм}$.

Теперь найдем плотность распределения для интервала (2.28) $2a - h < \delta < 2b - h$, т. е. $45,4 < \delta < 90,4$:

$$f(\delta) = \frac{2}{\pi} \varphi_{кр}(\delta) \frac{n}{n_S} = 9,4 \varphi_{кр}(\delta).$$

Для указанного интервала составляем табл. 2.12.

Таблица 2.12

Плотность распределения зерен по высоте $f(\delta)$ (100/80)

α	0,68	0,72	0,76	0,80	0,84	0,88	0,92	0,96	1,0
δ , мкм	47,2	52,6	58,0	63,4	68,8	74,2	79,6	85,0	90,4
$f(\delta)$, 1/мм	13,09	11,27	9,96	8,8	7,67	6,5	5,2	3,6	0

Рассчитанные аналогично плотности распределения зерен по высоте для кругов на связке М1-01 различной зернистостью представлены в табл. 2.13.

На рис. 2.5 представлен график изменения расчетной плотности распределения зерен $f(\delta)$ по высоте для круга на связке М1-01, зернистостью 100/80 (сплошная кривая). Эта идеальная плотность распределения не учитывает разрушение зерен в результате взаимодействия рабочей поверхности круга с обрабатываемым материалом. Понятно, что разрушение зерен и уменьшение их разновысотности приведет к деформации кривой. Пункти-

ром показано одно из возможных изменений кривой плотности распределения, которая может быть получена экспериментально (в результате измерения).

Таблица 2.13

Плотности распределения зерен по высоте

Зернистость							
50/40		80/63		160/125		315/250	
δ	$f(\delta)$	δ	$f(\delta)$	δ	$f(\delta)$	δ	$f(\delta)$
0–19,3	32,4	0–34,8	18,8	0–75,9	8,70	0–157	4,35
20,2	28,7	36,1	16,6	78,24	7,8	163	3,85
22,9	24,7	40,4	14,3	86,76	6,7	180	3,32
25,6	21,8	44,7	12,6	95,28	5,9	197	2,93
28,3	19,3	49,0	11,1	103,8	5,2	214	2,59
31,0	16,8	53,2	9,71	112,32	4,56	231	2,26
33,7	14,2	57,5	8,22	120,83	3,87	248	1,91
36,4	11,4	61,8	6,59	129,4	3,1	265	1,53
39,1	7,9	66,1	4,58	137,9	2,16	282	1,07
41,8	0	70,4	0	146,4	0	299	0

Разрушение наиболее выступающих зерен приведет к увеличению плотности в нижерасположенных уровнях залегания, т. к. количество зерен при этом не изменяется.

Что касается зерен, расположенных у уровня связки, то их изменение по высоте незначительно. В связи с этим, а также из-за частичного засаливания, не влияющего на общую развитость режущей поверхности, и за счет погрешности высот именно мало выступающих зерен, может наблюдаться уменьшение плотности распределения зерен по высоте у уровня связки, получаемое экспериментальным путем.

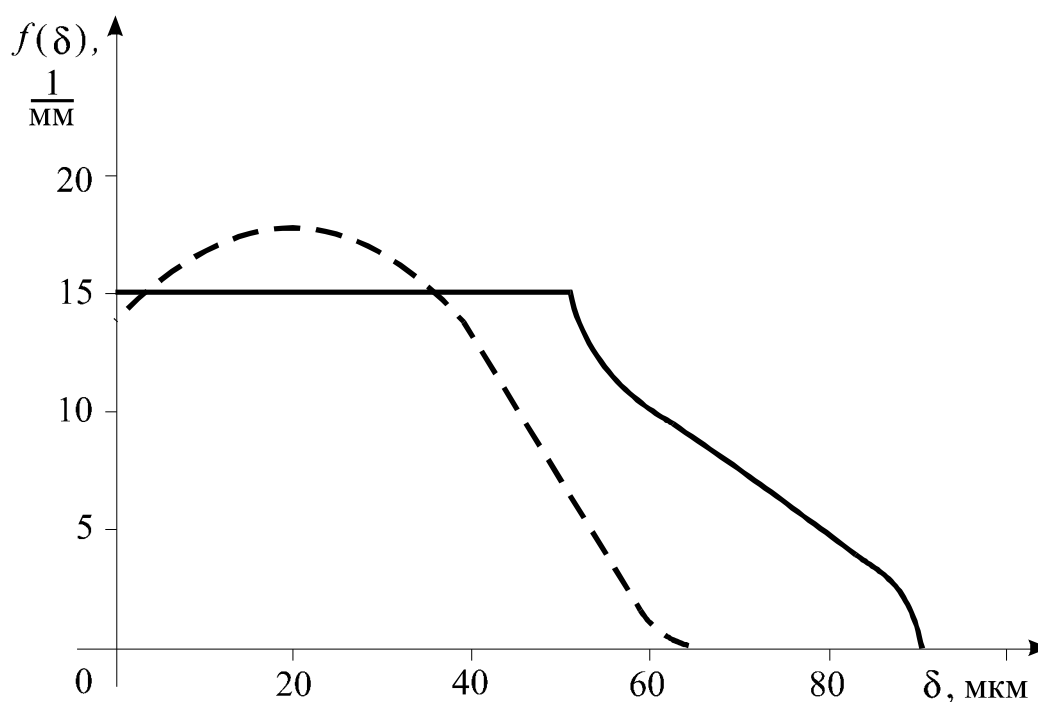


Рис. 2.5. Плотность распределения зерен

2.3. Исследование деформации плотности распределения зерен на рабочей поверхности круга

Анализ вида реальной кривой плотности распределения показывает, что она должна отличаться от расчетной, полученной без учета разрушения зерен. Поэтому исследование деформации исходной теоретической плотности распределения зерен по высоте на поверхности круга с учетом результатов взаимодействия с материалом имеет как теоретическое, так и большое практическое значение.

При внедрении режущего профиля в материал, зерна будут взаимодействовать с ним при различных толщинах среза.

Поскольку разрушение зерна и величина скола носят случайный характер, понятно, что деформацию плотности распределения можно иссле-

довать только с учетом распределения величин поломок при различных реальных толщинах среза.

При этом возможны два случая: после разрушения зерна будет иметь место значительный скол и оно при последующем подходе в контакт с материалом не войдет либо после разрушения и износа микрокромки зерно останется в контакте с материалом при последующих циклах взаимодействия.

На рис. 2.6 дан общий вид плотности распределения зерен $f(\delta)$ (1) и схематично показан материал (2), с которым они контактируют при внедрении. При этом, δ_{max} – наибольшая высота выступания зерен, r – расстояние от уровня связки до материала.

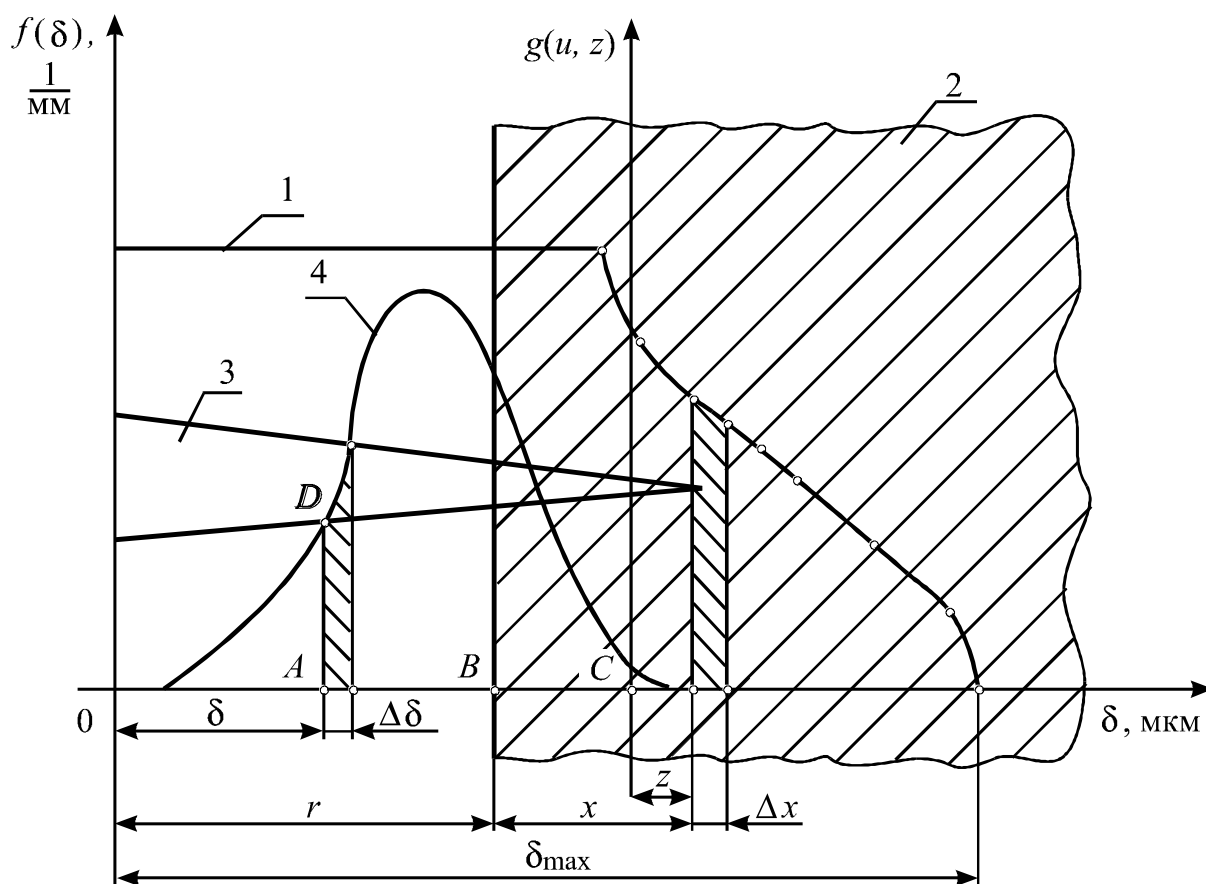


Рис. 2.6. Схема для расчета плотности распределения зерен, находящихся вне материала

Рассмотрим слой от x до $x + \Delta x$. В этом слое находится некоторое число вершин зерен (например, зерно 3 и др.), равное $f(r + x)\Delta x n_S$, где n_S – число зерен на единице поверхности круга. После взаимодействия с материалом износа, микроразрушения и скола зёрна этого слоя займут новые положения, в связи с чем и произойдет соответствующее изменение плотности распределения (1). Вопрос состоит в том, каковы реальные толшины среза, приходящиеся на зерна с одинаковой высотой выступания. Предположение о том, что толщина среза (z) для зерен указанного слоя может быть принята равной x было бы некорректным, т. к. зерна одинаковой высоты в слое $(x, x + \Delta x)$ будут взаимодействовать с материалом, имеющим реальные микронеровности, т. е. исходную шероховатость, образованную впереди расположенными зернами. Именно поэтому для зерен одинаковой высоты в слое $(x, x + \Delta x)$ будет иметь место различное реальное распределение толщин среза. Обозначим плотность этого распределения $\rho(z, x)$, где z – действительная толщина среза, x – координата вершины зерна до его износа либо поломки, отсчитанная относительно общей границы материала. Следовательно, на любое из зерен с координатой (x) вершины зерна относительно общей границы материала будет приходиться часть толщины материала рассматриваемого слоя (z) и поэтому можно считать, что фактическая граница материала, определяющая действительную толщину среза, переместится для зерна (например, 3) из точки B в точку C .

После взаимодействия зерна и материала при реальных толщинах среза вершины зерен займут новые положения. Плотность распределения расстояний от вершин этих зерен до границы материала обозначим $g(u, z)$, где u – координата вершины зерна после поломки относительно начала координат C , определяющего фактическую границу материала для

отдельного зерна, z – толщина среза. Эта плотность распределения может быть найдена экспериментально при микрорезании единичными зернами либо описана по какому-либо закону.

На рис. 2.6 кривая 4 является условным графиком функции $g(u, z)$ в системе координат с центром в точке C .

Таким образом, исходными данными для исследования и анализа деформации плотности распределения зерен будут:

- 1) теоретическая плотность распределения зерен $f(\delta)$;
- 2) плотность распределения действительной (реальной) толщины среза зерен одинаковой высоты $\rho(z, x)$;
- 3) плотность распределения расстояний вершин зерен до границы материала после их поломки и микроскалывания $g(u, z)$.

Рассмотрим деформацию плотности распределения $f(\delta)$.

Первый случай – после контакта с материалом имеет место значительный скол зерен, и они при последующем подходе к материалу не войдут с ним в контакт, т. к. имеют высоту, например, равную δ , т. е. $0 < \delta < r$. Как уже отмечалось, число зерен в слое $(x, x + \Delta x)$ составляет $f(r + x)\Delta x n_S$.

Число зерен из этого слоя, имеющих толщины среза от z до $z + \Delta z$ будет равно

$$f(r + x)\Delta x n_S \rho(z, x)\Delta z, \quad (2.38)$$

где z может принимать значение от 0 до x .

Далее, найдем количество зерен из числа (2.38), которые после контакта с материалом попадут в слой от δ до $\delta + \Delta\delta$. Чтобы его найти, надо число зерен (2.38) умножить на долю зерен, попадающих в слой $(\delta, \delta + \Delta\delta)$, т.е. на величину $|AD|\Delta\delta$. Отрезок AD представляет собой зна-

чение функции $g(u, z)$ (кривая 4) в точка A . Найдем координату u точки A относительно начала координаты C , Расстояние AC равно $r + x - z - \delta$, следовательно, $u = z + \delta - r - x$. Значит, $|AD| = g(z + \delta - r - x, z)$. Таким образом, из числа зерен (2.38) количество попавших в слой $(\delta, \delta + \Delta\delta)$ будет равно

$$f(r + x) \Delta x n_S \rho(z, x) \Delta z g(z + \delta - r - x, z) \Delta\delta.$$

Теперь найдем количество зерен, попавших из всего слоя $(x, x + \Delta x)$ в слой $(\delta, \delta + \Delta\delta)$. Оно равно

$$f(r + x) \Delta x n_S \Delta\delta \int_0^x \rho(z, x) g(z + \delta - r - x, z) dz. \quad (2.39)$$

Далее найдем общее суммарное число зерен, попавших в слой $(\delta, \delta + \Delta\delta)$ из всех слоев $(x, x + \Delta x)$. Оно равно

$$n_S \Delta\delta \int_0^{\delta_m - r} f(r + x) dx \int_0^x \rho(z, x) g(z + \delta - r - x, z) dz. \quad (2.40)$$

Таким образом, после поломок и выкрашивания в слое $(\delta, \delta + \Delta\delta)$ общее число зерен будет равно сумме найденного (пришедшего) количества и количества зерен, находящегося там прежде:

$$n_S f(\delta) \Delta\delta + n_S \Delta\delta \int_0^{\delta_m - r} f(r + x) dx \int_0^x \rho(z, x) g(z + \delta - r - x, z) dz.$$

Разделив полученное выражение на $\Delta\delta$ и на n_S , получим новое значение плотности распределения высот зерен для интервала $0 < \delta < r$:

$$f^*(\delta) = f(\delta) + \int_0^{\delta_m - r} f(r + x) dx \int_0^x \rho(z, x) g(z + \delta - r - x, z) dz. \quad (2.41)$$

Рассмотрим второй случай – после контакта зерен с материалом, при последующем подходе они продолжают работу микрорезания и их вы-

Найдем координату u точки A относительно начала координат C . Расстояние между A и E равно $r + x - \delta$. Поскольку $0 < z < x$, то начало координат C может занимать любое положение между точками B и E . С другой стороны, $|AE| = u_E - u_A$ (относительно начала координат). Отсюда следует искомое $u_A = u_E - |AE|$; но $u_E = z$, поэтому $u_A = z + \delta - r - x$. Значит, количество зерен, которые попадут в слой $(\delta, \delta + \Delta\delta)$, будет равно

$$f(r+x)\Delta x n_S \rho(z, x) \Delta z g(z + \delta - r - x, z) \Delta \delta.$$

Далее найдем количество зерен, попавших из всего слоя $(x, x + \Delta x)$ в слой $(\delta, \delta + \Delta\delta)$: оно равно

$$f(r+x)\Delta x n_S \Delta \delta \int_0^x \rho(z, x) g(z + \delta - r - x, z) dz.$$

Найдем теперь общее суммарное число зерен, попавших в слой $(\delta, \delta + \Delta\delta)$ из всех возможных слоев $(x, x + \Delta x)$: оно равно

$$n_S \Delta \delta \int_{\delta-r}^{\delta_m-r} f(r+x) dx \int_0^x \rho(z, x) g(z + \delta - r - x, z) dz.$$

Кроме того, в этом слое $(\delta, \delta + \Delta\delta)$ останется число зерен, равное

$$f(\delta) \Delta \delta n_S \int_{-\infty}^0 \rho(z, \delta - r) dz,$$

где интеграл учитывает долю зерен из слоя $(\delta, \delta + \Delta\delta)$, которые имеют отрицательные значения z и, следовательно, останутся в этом слое; суммарное количество зерен, которые окажутся в этом слое, составит:

$$f(\delta) \Delta \delta n_S \int_{-\infty}^0 \rho(z, \delta - r) dz + n_S \Delta \delta \int_{\delta-r}^{\delta_m-r} f(r+x) dx \int_0^x \rho(z, x) g(z + \delta - r - x, z) dz.$$

Разделив полученное выражение на n_S и $\Delta\delta$, получим новую плотность распределения высот для интервала $r < \delta < \delta_{max}$:

$$f^*(\delta) = f(\delta) \int_{-\infty}^0 \rho(z, \delta - r) dz + \int_{\delta-r}^{\delta_m-r} f(r+x) dx \int_0^x \rho(z, x) g(z + \delta - r - x, z) dz. \quad (2.42)$$

Таким образом, деформированная плотность распределения будет выражаться следующими формулами:

$$f(\delta) + \int_0^{\delta_m-r} f(r+x) dx \int_0^x \rho(z, x) g(z + \delta - r - x, z) dz \quad \text{при } 0 < \delta < r; \quad (2.43)$$

$$f(\delta) \int_{-\infty}^0 \rho(z, \delta - r) dz + \int_{\delta-r}^{\delta_m-r} f(r+x) dx \int_0^x \rho(z, x) g(z + \delta - r - x, z) dz$$

при $r < \delta < \delta_{max}$.

Полученная плотность распределения зерен учитывает переходной процесс разрушения и сколов зерен при взаимодействии режущей поверхности круга с обрабатываемым материалом. В результате этого процесса и происходит деформация исходной теоретической плотности распределения зерен.

Для построения деформированной плотности распределения зерен необходимо знать $\rho(z, x)$ и $g(u, z)$.

Рассмотрим схему взаимодействия зерен с поверхностью материала, имеющего реальные микронеровности (рис. 2.8).

Для описания толщины среза введем переменную $z = x - y$, где y — ордината профиля неровностей, отсчитанная от линии выступов; из схемы видно, что если $z > 0$, то толщина среза есть z , а если $z < 0$, то толщина среза равна нулю.

Если профиль неровностей рассматривать как случайную функцию, причем профиль стационарен и его ординаты нормально распределены, и обозначить плотность вероятности случайной нормально распределенной величины через $\beta(y)$, то, следовательно,

$$\rho(z, x) = \beta(x - z),$$

но

$$\beta(y) = \frac{1}{\sigma_y \sqrt{2\pi}} e^{-\frac{(y - m_y)^2}{2\sigma_y^2}},$$

отсюда

$$\rho(z, x) = \frac{1}{\sigma_y \sqrt{2\pi}} e^{-\frac{(x - z - m_y)^2}{2\sigma_y^2}}.$$

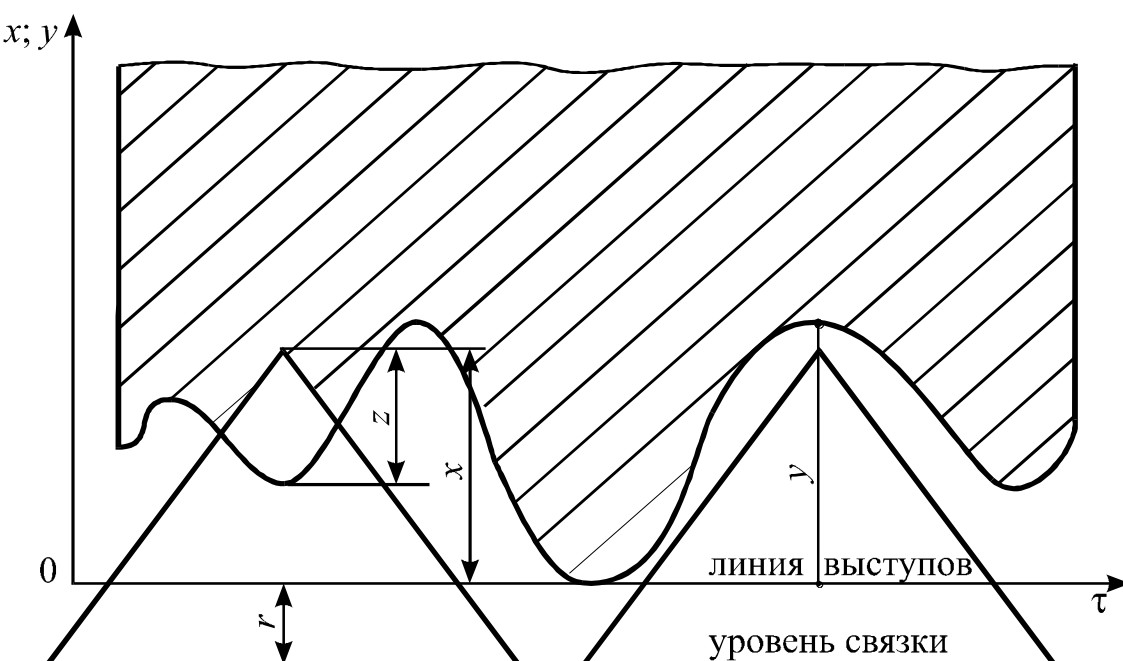


Рис. 2.8. Схема взаимодействия зерен с материалом
(к определению функции $\rho(z, x)$)

Как известно, между параметрами R_a (средним арифметическим) и R_q (средним квадратичным) отклонениями профиля теоретически обнаруживается соотношение $R_q = 1,25R_a$ [49], т. е. $\sigma_y = 1,25R_a$, а $m_y = 3\sigma_y = 3,75R_a$.

Далее необходимо найти функцию $g(u, z)$ при фиксированном z , т. е. найти плотность распределения расстояний u от вершин зерен до границы материала после взаимодействия с ним зерна с реальной толщиной среза z (рис. 3.24).

Для нахождения этой функции были сделаны специальные эксперименты по микрорезанию алмазными зернами АС6 твердого сплава; методика и результаты опытов по микрорезанию будут изложены ниже (глава 3).

После построения для каждой толщины среза экспериментальных распределений координаты (u) относительно границы материала было установлено, что наиболее приемлемым для описания характера поломок и по виду и по физической интерпретации характера поломок является гамма-распределение. Это распределение обычно удобно описывает в механике как устойчивую работу системы, так и работу с отказами. Как известно, гамма-распределение отвечает схеме накапливающихся повреждений [68].

Таким образом, на основании результатов экспериментов распределение $g(u, z)$ при фиксированном z было аппроксимировано гамма-распределением, т. е. было принято

$$g(u, z) = \frac{\beta^{\alpha+1}}{\Gamma(\alpha+1)} e^{-\beta(z-u)} (z-u)^{\alpha}.$$

Для каждой толщины среза подсчитывалось математическое ожидание величины поломок $m = \sum u_i p_i$ и дисперсия $D = \sum (u_i - m)^2 p_i$, а затем определялись параметры распределения $\beta = \frac{m'}{D}$ и $\alpha = \beta m - 1$. Установление на

основании этих расчетов зависимости β и α от толщины среза z позволило для различных толщин среза при анализе деформации плотности распределения учитывать динамику механизма взаимодействия алмазных зерен с обрабатываемым материалом.

Таким образом, для реализации модели, обеспечивающей деформацию исходной плотности распределения зерен в действительную, имеются необходимые данные.

Исследование производилось с помощью ЭВМ с анализом изменения плотности распределения после каждого шага (глубины внедрения режущей поверхности круга в материал).

В качестве примера опишем исходные данные, необходимые для расчета изменения (деформации плотности распределения зерен по высоте для круга на связке М1-01 зернистостью 100/80 по формуле 2.43. $f(\delta)$ для первого шага определяется по формуле 2.37:

$$f(\delta) = \begin{cases} \frac{n}{n_S} & \text{при } 0 \leq \delta < 2a - h \\ \frac{n}{n_S} \cdot \frac{2}{\pi} \arcsin \frac{1}{K} \sqrt{\frac{(\delta + h)^2}{4b^2}} & \text{при } 2a - h \leq \delta < 2b - h, \end{cases}$$

где $K = \sqrt{1 - \frac{a^2}{b^2}}$, $n = 437$ шт/мм³ (табл. 2.4), $n_S = 29,5$ шт/мм³ (табл. 2.9), $h = 44,6$ мкм (табл. 2.7), $a = 45$ мкм, $b = 67,5$ мкм (табл. 2.6), данные по $f(\delta)$ можно взять из табл. 2.12, а для любой зернистости – из табл. 2.13, максимальная высота выступания зерен на 1-ом шаге $\delta_m = 90,4$ мкм, функции $\rho(z, x)$ и $g(u, z)$ описаны выше, при этом параметры распределения поломок для различных толщин среза, аппроксимированные гамма-распределением, приведены в табл. 2.14.

Таблица 2.14

Параметры плотности распределения размеров поломок зерен

z	m	m'	D	β	α
1	-0,335	0,665	2,555	0,26	-0,827
2	-1,42	3,42	19,1	0,18	-0,38
3	-4,08	7,08	34,2	0,207	0,465
5	-7,25	12,25	57,17	0,214	1,62

Здесь m' – новое значение математического ожидания с учетом смещения начала координат к вершине зерна на величину толщины среза z ; на основании приведенных расчетных данных получены формулы для

$$\beta = 0,539 - 0,409z + 0,145z^2 - 0,015z^3$$

и для

$$\alpha = -0,443 - 0,942z + 0,631z^2 - 0,072z^3;$$

значение r выбирается из условия, что $\delta_m - r$ есть глубина шлифования или поперечная подача, либо при упругой схеме шлифования $r = f_1(P)$, где P – давление в контакте. Полученные значения $f^*(\delta)$ в виде таблицы на 2-ом шаге используются в формуле 2.43 в качестве исходного распределения вместо $f(\delta)$ и т.д.

Анализ полученного после деформации распределения зерен показывает, что оно не принадлежит известным в математической статистике распределениям; поэтому его описание каким-либо законом распределения представляется нецелесообразным. Однако отдельные участки кривых известных распределений соответствуют полученному распределению, поэтому можно найти аналитическое выражение его плотности вероятности, что будет показано ниже.

2.4. Расчет производительности шлифования по теоретическим моделям

Реальная плотность распределения зерен на рабочей поверхности круга, полученная с учетом взаимодействия их с обрабатываемым материалом, является важнейшей характеристикой состояния режущей поверхности и ее потенциальных возможностей. Большое практическое значение имеет расчет производительности шлифования, установление взаимосвязи между плотностью распределения зерен по высоте и суммарным сечениям среза. Анализ производительности шлифования можно произвести, исходя из условий внедрения режущей поверхности круга в обрабатываемый материал. Определенная глубина внедрения может быть обеспечена либо при шлифовании с постоянной нормальной силой (упругая схема), либо – с принудительной поперечной подачей или глубиной резания (жесткая схема). И в том, и в другом случае, зная плотность распределения зерен по высоте, можно, для любой глубины внедрения режущего профиля в материал, найти действительное количество зерен, участвующих в его съеме, и, с учетом сечения единичного зерна, произвести расчет производительности процесса. При этом могут быть реализованы различные подходы при анализе сечения единичных срезов:

1) при микрорезании единичными зернами на специальной установке по упругой схеме устанавливается взаимосвязь между нормальным усилием и глубиной риски – царапины, и затем, с учетом принятой формы зерна, рассчитывается сечение среза;

2) производится моделирование толщин среза для различных глубин внедрения режущего профиля, устанавливается плотность их распределения, находится математическое ожидание толщины среза и его сечение, а

затем для конкретного числа рабочих зерен (соответствующего определенной глубине внедрения в материал) рассчитывается съём материала;

3) вероятностный подход – определяется элементарная площадь среза для любого уровня выступания (внедрения) зерен с учетом их действительной ширины контакта с выступами микрорельефа поверхности материала и производится расчет суммарного сечения среза.

2.4.1. Расчет производительности при упругой схеме шлифования

Глубина внедрения зерен, имеющих реальную плотность распределения (1), в материал (2) зависит от нормального усилия P (рис. 2.9); следовательно, и расстояние от уровня связки до обрабатываемого материала также будет зависеть от усилия, т. е.

$$r = f_1(P).$$

Для нахождения этой функции сначала найдем $P = \varphi(r)$, т. к. ее найти проще. Будем считать r заданной (фиксированной) величиной и поставим задачу с несколько иной формулировкой: какое необходимо приложить усилие P , чтобы режущий профиль круга внедрился в материал, и расстояние между уровнем связки и границей материала составило бы r . При этом будем исходить из того, что для одного зерна (единичного) зависимость P_i от глубины внедрения z известна и выражается формулой

$$P_i = C z^q.$$

Рассмотрим внедрившиеся в материал зерна режущего профиля, находящиеся в слое $(x, x + \Delta x)$, например, зерно (3). Количество зерен в указанном слое равно $f(z + x) \Delta x n_S$, где, как уже отмечалось, n_S – коли-

чество зерен на 1 мм^2 поверхности круга; эти зерна внедряются в материал на величину x , но толщина среза для зерен указанного слоя не будет одинаковой и равной x , т. к. зерна одинаковой высоты в слое $(x, x + \Delta x)$ будут взаимодействовать с материалом, имеющим реальные микронеровности поверхности. Плотность распределения реальных толщин среза обозначена нами $\rho(z, x)$, где z – толщина среза, x – координата вершины зерна, отсчитанная относительно общей границы материала. Следовательно, из зерен в слое $(x, x + \Delta x)$ толщину среза $(z, z + \Delta z)$ будет иметь число зерен

$$f(z+x)\Delta x n_s \rho(z, x)\Delta z.$$

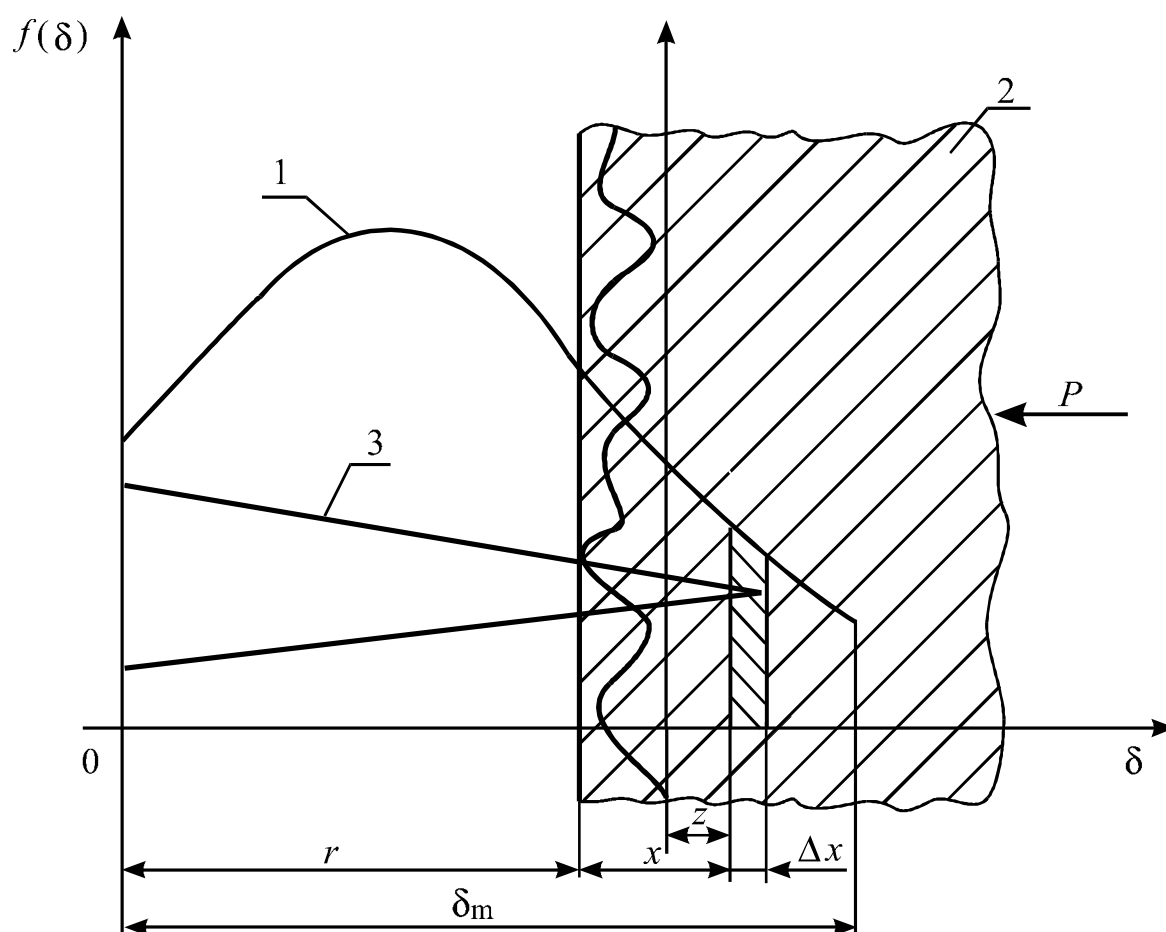


Рис. 2.9. Схема взаимодействия режущей поверхности круга

с обрабатываемым материалом

Так как усилие, приходящееся на одно зерно, имеющее толщину среза z , принято равным $P_i(z) = Cz^q$, то усилие, приходящееся на зерна в слое $(x, x + \Delta x)$ и имеющее толщину среза $(z, z + \Delta z)$, составит

$$Cz^q f(z+x) \Delta x n_S \rho(z, x) \Delta z.$$

Усилие, приходящееся на все зерна слоя $(x, x + \Delta x)$, будет равно

$$C n_S f(z+x) \Delta x \int_0^x z^q \rho(z, x) dz.$$

Суммарное усилие, необходимое для внедрения режущего профиля в материал до величины r и приходящееся на зерна, расположенные на 1 мм^2 круга, будет:

$$P = C n_S \int_0^{\delta_m - r} f(z+x) dx \int_0^x z^q \rho(z, x) dz. \quad (2.44)$$

Таким образом, представляется возможным получить зависимость $P = \varphi(r)$ и на ее основе для различных усилий P определять глубину внедрения режущего профиля в обрабатываемый материал.

Зная глубину внедрения профиля, равную $\delta_m - r$, и плотность распределения вершин зерен, можно для конкретного значения P , реализуемых в практике шлифования, произвести расчет суммарной площади среза S .

Обозначим через $S(z)$ площадь среза одним зерном при внедрении на величину z . Эту площадь можно найти, принимая ту или иную форму режущей части зерна. Тогда площадь среза зернами слоя $(x, x + \Delta x)$, у которых толщины среза равны $(z, z + \Delta z)$, будет равна

$$S(z) f(z+x) \Delta x n_S \rho(z, x) \Delta z.$$

Площадь среза всеми зернами слоя $(x, x + \Delta x)$ равна

$$n_S f(z+x) \Delta x \int_0^x S(z) \rho(z, x) dz.$$

Суммарная площадь среза всеми зернами внедрившегося режущего профиля, расположенными на 1 мм^2 круга, найдется по формуле

$$S_1 = n_S \int_0^{\delta_m - r} f(z+x) dx \int_0^x S(z) \rho(z, x) dz. \quad (2.45)$$

Объем материала, снимаемого этими зернами за один оборот круга, например, чашечной формы, составит $SL \text{ мм}^3/(\text{мм}^2 \cdot \text{об})$, где L – длина пути контакта зерна с материалом за 1 оборот круга в мм. Объем материала, снимаемого всеми зернами, расположенными на поверхности алмазочного кольца, за один оборот круга составит $SL\pi/4(D^2 - D_0^2) \text{ мм}^3/\text{об}$, где D и D_0 соответственно наружный и внутренний диаметры кольца. Тогда объем материала, снимаемого в минуту, составит

$$Q = SL\omega\pi/4(D^2 - D_0^2), \quad (2.46)$$

где ω – частота вращения круга в минуту.

Площадь среза $S(z)$ может быть найдена в зависимости от принятой формы зерна (внедрившейся кромки). Если принять, что форма кромки – конус, то формула для расчета площади среза (сечения канавки) в зависимости от глубины внедрения имеет вид

$$S(z) = z^2 \operatorname{tg} \alpha,$$

где α – половина угла при вершине конуса. А при форме внедрившейся кромки в виде конуса с радиусом округления при вершине r_0 сечения среза определится по формулам, опубликованным нами ранее [160]:

для $z > (r_0 - r_0 \sin \alpha)$

$$S(z) = \left(\frac{r_0 \cos \alpha}{\operatorname{tg} \alpha} + z - r_0 + r_0 \sin \alpha \right)^2 \operatorname{tg} \alpha - \frac{r_0^2 \cos \alpha}{\operatorname{tg} \alpha} + \frac{\pi r_0^2 (180 - 2\alpha)}{360} - r_0^2 \frac{\sin 2\alpha}{2}; \quad (2.47)$$

для $z < (r_0 - r_0 \sin \alpha)$

$$S(z) = \frac{\pi r_0^2 2 \arccos \left(1 - \frac{z}{r_0} \right)}{360} - (r_0 - z)^2 \operatorname{tg} \left(\arccos \left(1 - \frac{z}{r_0} \right) \right). \quad (2.48)$$

Из анализа формулы (2.45) для суммарной площади среза видно, что она зависит от числа работающих зерен, которое, в свою очередь, определяется их плотностью распределения $f(\delta)$ и глубиной внедрения режущего профиля в материал $(\delta_{\max} - r)$, а также от сечения среза одним зерном $S(z)$ и функции $\rho(z, x)$, описанной ранее.

Глубина внедрения профиля определяется суммарным усилием P (2.44). Понятно, что с увеличением P , расстояние (r) между уровнем связки и границей материала уменьшается. Для определения суммарного P , помимо описанных факторов, необходимо знать зависимость глубины внедрения одного зерна от усилия, или $P_i = Cz^q$. Для различных материалов эта зависимость определяется экспериментально с помощью специального приспособления для микрорезания по упругой схеме взаимодействия зерна с материалом, например, для сплава ТН20 – $P_i = 31,5z^{1,45}$, для сплава Т15К6 – $P_i = 20,5z^{1,72}$.

На рис. 2.10 в качестве примера представлена расчетная зависимость $P = \varphi(r)$ для условия взаимодействия сплава ТН20 и режущей поверхности круга на связке М1-01 зернистостью 100/80 ($n_s = 29,5 \text{ 1/мм}^2$), при этом плотность распределения $f(\delta)$ может быть определена экспериментально

либо получена расчетом (δ_m характеризует наибольшую высоту выступающих зерен над уровнем связки).

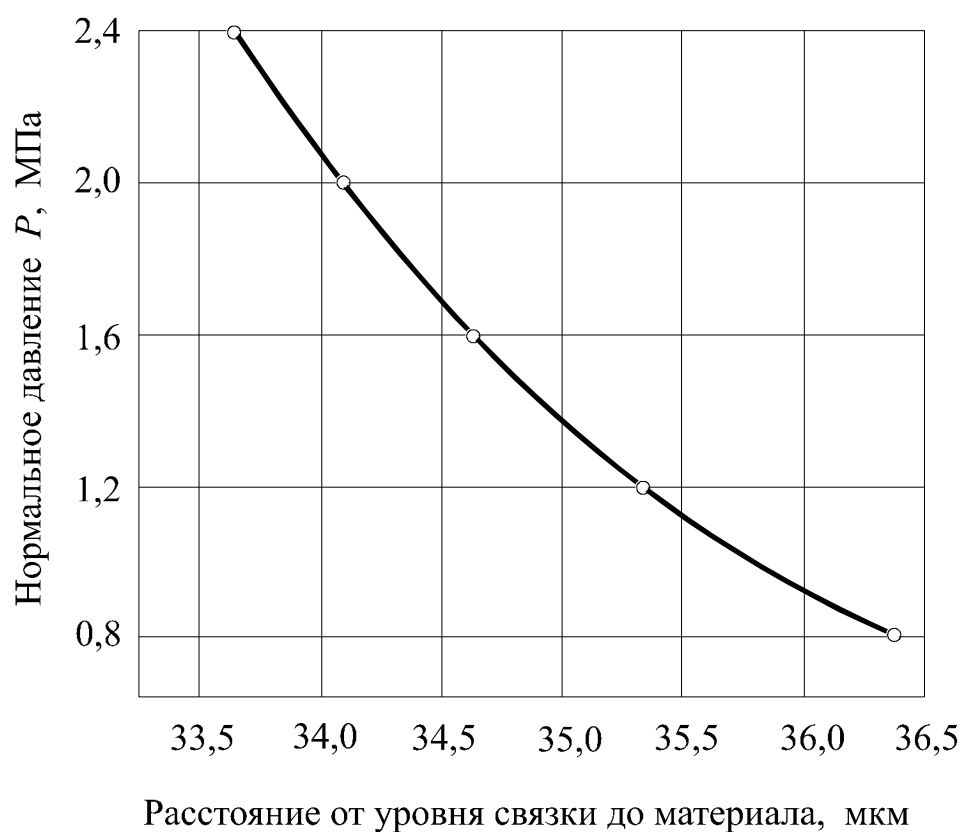


Рис. 2.10. Расчетная зависимость $P = \varphi(r)$:
зернистость 100/80; материал ТН20

По зависимости $P = \varphi(r)$ для конкретных технологических значений усилий прижима (P) определяется значение r и верхний предел интегрирования ($\delta_m - r$) в формуле (2.45), после чего рассчитывается суммарное сечение среза S .

2.4.2. Плотность распределения толщины среза и количество работающих зерен

Производительность можно рассчитать по найденным математическому ожиданию толщины среза и реальному количеству зерен, участвующих в съеме материала. Для отыскания распределения толщин среза работающих зерен, углубившихся на любую величину, вначале найдем их количество в слое от x до $x + \Delta x$ (рис. 2.9) – оно будет составлять $f(r+x)\Delta x n_S$. Из этих зерен определим долю с толщиной среза от z до $z + \Delta z$ – она равна $\rho(z, x)\Delta z$, где $\rho(z, x)$, как уже отмечалось, семейство распределений толщин среза для разных x . Количество зерен с толщиной среза от z до $z + \Delta z$ будет равно произведению доли зерен на их количество, т.е. $n_S f(r+x)\Delta x \rho(z, x)\Delta z$, а общее количество работающих зерен с толщиной среза от z до $z + \Delta z$ будет равно

$$n_S \Delta z \int_0^{\delta_m - r} f(r+x) \rho(z, x) dx.$$

Далее найдем количество всех работающих зерен, для которых нас интересует распределение толщин среза:

$$n_p = n_S \int_0^{\delta_m - r} f(r+x) dx. \quad (2.49)$$

Разделив количество работающих зерен с толщиной среза z на общее количество зерен и на Δz , найдем плотность вероятности толщин среза

$$\varphi(z) = \frac{\int_0^{\delta_m - r} f(r+x) \rho(z, x) dx}{\int_0^{\delta_m - r} f(r+x) dx}. \quad (2.50)$$

Следует иметь в виду, что часть зерен, обычно считающихся рабочими, будет иметь отрицательную толщину среза, что связано с реальным рельефом обрабатываемой поверхности, неровности которого соизмеримы с возможной толщиной среза (для некоторых зерен).

На рис. 2.11 показана типичная кривая плотности вероятности толщин среза, полученная расчетным путем. Количество действительно рабочих контактирующих зерен найдется для толщин среза $0 \leq z \leq \delta_m - r$:

$$n_{p.k} = n_p \int_0^{\delta_m - r} \varphi(z) dz. \quad (2.51)$$

Тогда для генеральной совокупности $n_{p.k}$ плотность вероятности толщин среза действительно работающих зерен будет:

$$\varphi_{p.k}(z) = \frac{\varphi(z)}{\int_0^{\delta_m - r} \varphi(z) dz}. \quad (2.52)$$

По найденной плотности вероятности толщин среза рассчитывается ее математическое ожидание ($\sum z_i \varphi(z_i) \Delta z = m_z$), затем сечение среза, и с учетом количества работающих зерен – суммарное сечение среза.

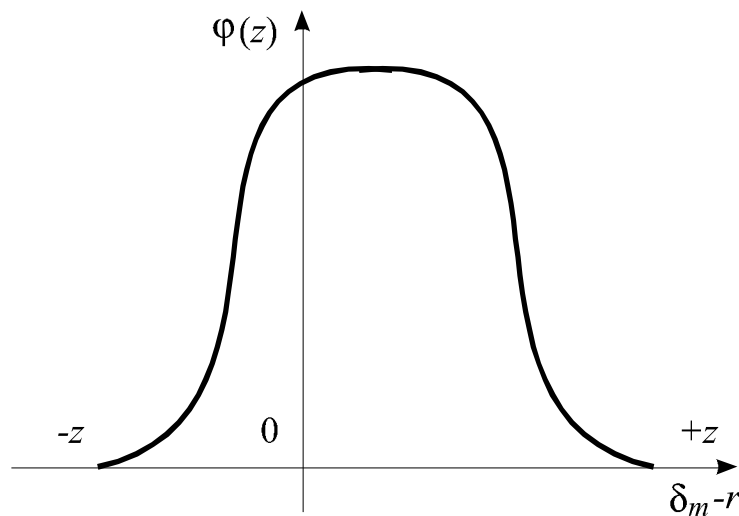


Рис. 2.11. Характерная кривая плотности вероятности толщин среза $\varphi(z)$

2.4.3. Вероятностный расчет съема материала

При шлифовании твердых материалов глубина внедрения режущих кромок зерен соизмерима с микронеровностями поверхности обрабатываемого материала. Поэтому не все зерна режущей поверхности круга, как уже отмечалось, даже в пределах заданной от уровня (границы) материала глубины, будут контактировать с ним, а взаимодействующие зерна будут производить микрорезание не всей шириной внедрившейся кромки. В связи с этим, для достоверной оценки производительности процесса, представляется целесообразным вероятностный подход к расчету съема материала.

Рассмотрим сечение среза при взаимодействии материала и режущей поверхности круга с количеством зерен N на базовой длине контакта L (рис. 2.12).

В этом сечении выделим слой $(x, x + \Delta x)$, где x – координата относительно линии выступов реального микрорельефа поверхности материала. В выделенном слое через $t(x)$ обозначим суммарную ширину контакта зерен с материалом ($t(x) = t_1 + t_2 + \dots + t_n$). Тогда элементарная площадь среза в этом слое составит $t(x)\Delta x$, а суммарная во всем рассматриваемом сечении

будет равна
$$\int_0^{\delta_m - r} t(x) dx.$$

Поскольку интеграл, определяющий суммарную площадь среза – случайная величина, то для характеристики съема целесообразно рассмотреть его математическое ожидание.

Таким образом, математическое ожидание суммарной площади среза может быть найдено по формуле

$$S_L = \int_0^{\delta_m - r} M[t(x)] dx. \quad (2.53)$$

Для нахождения выведенной площади среза необходимо отыскать $t(x)$.

Введем следующие обозначения: $l(x)$ – суммарная ширина зерен в рассматриваемом слое $(x, x + \Delta x)$, очевидно, $l(x) = l_1 + l_2 + \dots + l_m$; $\alpha(\tau)$ – характеристическая функция профиля шлифовального круга в рассматриваемом слое. Эта функция равна 1, если вертикальная прямая, проходящая через точку A (с абсциссой τ) и горизонтальная прямая, проходящая через точку B , пересекутся в точке, находящейся внутри режущего профиля зерна, и равна 0, если – вне профиля; $\beta(\tau)$ – характеристическая функция микрорельефа поверхности материала, имеющая аналогичные функции $\alpha(\tau)$ свойства, а именно, $\beta(\tau)$ равна 1, если точка пересечения указанных выше прямых находится в материале, и равна 0 – если вне материала. Например, для точки A , показанной на рис. 2.12, $\alpha(\tau) = 1$, а $\beta(\tau) = 0$.

При фиксированном τ условием среза материала в рассматриваемом слое $(x, x + \Delta x)$ будет наличие и материала и взаимодействующего с ним зерна режущего профиля, т. е. это условие может быть записано в виде

$$\alpha(\tau)\beta(\tau) = 1.$$

Тогда суммарная ширина контакта (среза) в слое $(x, x + \Delta x)$, выраженная через характеристические функции, может быть найдена из выражения

$$t(x) = \int_0^L \alpha(\tau)\beta(\tau) d\tau.$$

Следовательно,

$$M(t(x)) = \int_0^L M[\alpha(\tau)\beta(\tau)]d\tau. \quad (2.54)$$

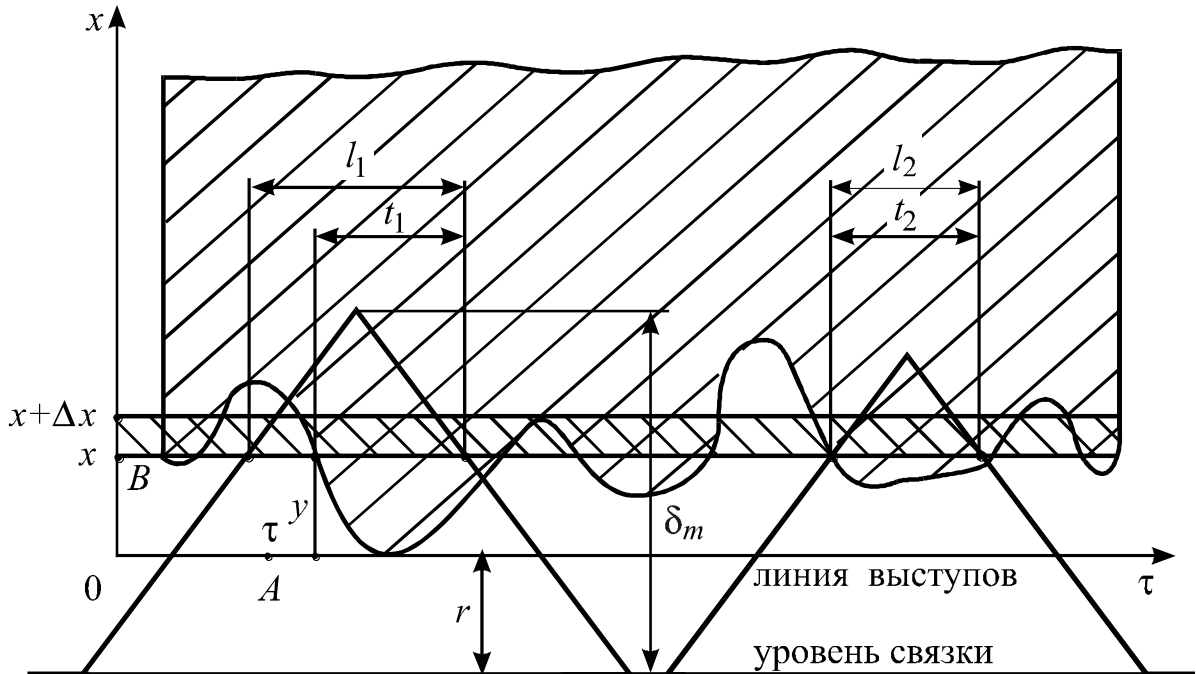


Рис. 2.12. Схема к вероятностному расчету съема материала

Можно предположить, что случайные величины $\alpha(\tau)$ и $\beta(\tau)$ при фиксированном τ независимы, так как рассматриваемый в данный момент образовавшийся режущий профиль круга не контактировал еще с материалом, а микрорельеф поверхности материала получен наложением предыдущих профилей круга. Тогда

$$M[\alpha(\tau)\beta(\tau)] = M[\alpha(\tau)]M[\beta(\tau)]. \quad (2.55)$$

Найдем выражение для $M[\beta(\tau)]$. Учитывая, что случайная величина $\beta(\tau)$ принимает два возможных значения 0 и 1, получим

$$M[\beta(\tau)] = 0 \cdot P[\beta(\tau) = 0] + 1 \cdot P[\beta(\tau) = 1] = P[\beta(\tau) = 1]. \quad (2.56)$$

Условие $\beta(\tau) = 1$ равносильно условию $y(\tau) < x$, где y – ордината профиля материала, следовательно

$$P[\beta(\tau)] = P[y(\tau) < x] = F_y(x), \quad (2.57)$$

где $F_y(x)$ – функция распределения случайной величины (ординаты профиля).

Таким образом, из формул (2.56) и (2.57) следует

$$M[\beta(\tau)] = F_y(x). \quad (2.58)$$

Тогда на основании выражений (2.54), (2.55), (2.58) можно написать

$$M[t(x)] = F_y(x) M \int_0^L \alpha(\tau) d\tau.$$

Но

$$\int_0^L \alpha(\tau) d\tau = l_1 + l_2 + \dots + l_m = l(x),$$

следовательно,

$$M[t(x)] = F_y(x) M[l(x)]. \quad (2.59)$$

Рассмотрим $M[l(x)]$ – математическое ожидание суммарной ширины зерен в выделенном сечении x , и найдем его. Для этого введем вспомогательную функцию, характеризующую форму режущей части зерна. Пусть $w(\eta)$ – ширина зерна в сечении, расположенном от вершины на расстоянии η (рис. 2.13); величина $w(\eta)$ определяется формой режущей части зерна, например, для вершины треугольной формы

$$w(\eta) = 2\eta \operatorname{tg} \alpha,$$

где α – половина угла при вершине.

Для нахождения $M[l(x)]$ рассмотрим зерна, вершины которых находятся в слое $(\delta, \delta + \Delta\delta)$, где δ – координата вершины зерна относительно уровня связки. Количество зерен в этом слое будет равно $f(\delta)\Delta\delta N_L$, где $f(\delta)$ – плотность распределения зерен на поверхности круга. Тогда сум-

марная ширина зерен в слое с координатой x , вершины которых расположены на расстоянии от δ до $\delta + \Delta\delta$ от уровня связки будет равна

$$w(\eta)N_L f(\delta)\Delta\delta,$$

где $\eta = \delta - (r + x)$.

Значит

$$M[l(x)] = \int_{r+x}^{\delta_m} w(\delta - r - x)N_L f(\delta)d\delta. \quad (2.60)$$

Тогда на основании формулы (2.59) можно написать, что

$$M[t(x)] = F_y(x) \int_{r+x}^{\delta_m} w(\delta - r - x)N_L f(\delta)d\delta. \quad (2.61)$$

Таким образом, из формул (2.53) и (2.61) найдется выражение для суммарной площади среза

$$S_L = N_L \int_0^{\delta_m-r} F_y(x)dx \int_{r+x}^{\delta_m} w(\delta - r - x)f(\delta)d\delta. \quad (2.62)$$

Площадь среза всеми зернами внедрившегося режущего профиля, расположенными на 1 мм^2 поверхности круга, может быть найдена по формуле

$$S_2 = n_S \int_0^{\delta_m-r} F_y(x)dx \int_{r+x}^{\delta_m} w(\delta - r - x)f(\delta)d\delta. \quad (2.63)$$

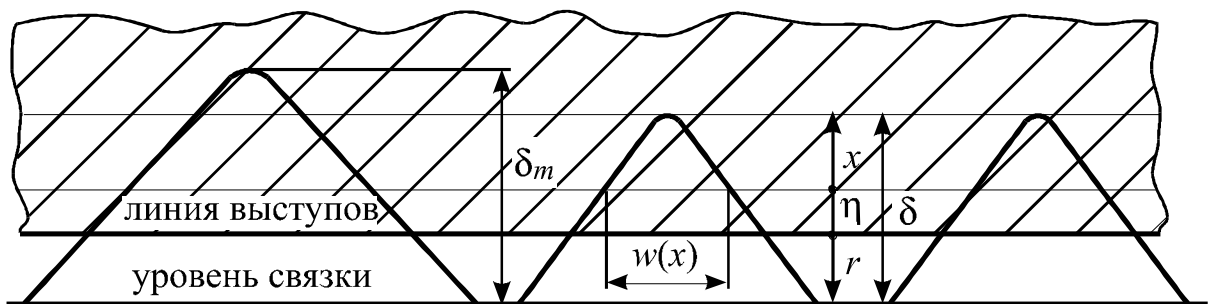


Рис. 2.13. Схема к определению математического ожидания ширины среза

Функция $F_y(x)$ представляет функцию распределения ординат y профиля, отсчитанных от линии выступов. Обычно распределение ординат считают нормальным. Тогда

$$F_y(x) = \int_{-\infty}^x \frac{1}{\sigma_y \sqrt{2\pi}} e^{-\frac{(y-m_y)^2}{2\sigma_y^2}} dy. \quad (2.64)$$

С учетом формулы (2.64) площадь среза может быть найдена из следующего выражения:

$$S_2 = \frac{n_S}{\sigma_y \sqrt{2\pi}} \int_0^{\delta_m - r} dx \int_{-\infty}^x e^{-\frac{(y-m_y)^2}{2\sigma_y^2}} dy \int_{r+x}^{\delta_m} w(\delta - r - x) f(\delta) d\delta. \quad (2.65)$$

При треугольной форме вершины зерна, например, площадь среза S_2 подсчитывается по формуле:

$$S_2 = \frac{2n_S \operatorname{tg} \alpha}{\sigma_y \sqrt{2\pi}} \int_0^{\delta_m - r} dx \int_{-\infty}^x e^{-\frac{(y-m_y)^2}{2\sigma_y^2}} dy \int_{r+x}^{\delta_m} w(\delta - r - x) f(\delta) d\delta. \quad (2.66)$$

Объем материала, снимаемый в минуту, подсчитывается так же, как и в разделе 2.4.1.

Сравнительный анализ производительности Q , подсчитанной различными способами, приводится при обсуждении результатов расчетного моделирования (раздел 2.7).

2.5. Оптимизация плотности распределения зерен по высоте в моделях производительности шлифования

В системах автоматизированного проектирования технологических процессов первостепенное значение приобретает статистическая оптимизация, для которой перспективными являются модели процесса, учитывающие вероятностный характер влияния различных факторов [170]. Особенно важно вероятностный характер влияния факторов учитывать в процессах шлифования, где практически невозможна достоверная оценка выходных параметров без статистической оптимизации.

Процесс шлифования представляет собой сложный физико-механический и физико-химический механизм взаимодействия режущей поверхности круга с обрабатываемым материалом. Условия этого взаимодействия усложняются нестабильностью свойств материала и изменяющимся состоянием рабочей поверхности круга. Понятно, что выходные параметры процесса при этом будут иметь существенное рассеяние значений. Поэтому при оптимизации входные факторы следует брать по их статистическим характеристикам, например, математическое ожидание значений.

В сложных моделях процесса, например в моделях производительности, входными параметрами могут быть не какие-то конкретные значения параметров, а состояния, определяемые свойствами многих привносимых факторов, например состояние режущей поверхности круга, характеризующееся распределением зерен. В этом случае при расчетном моделировании с помощью ЭВМ целесообразно произвести статистическую оптимизацию плотности распределения зерен по максимуму производительности. Найденная таким образом плотность распределения зерен будет ха-

характеризовать оптимальное состояние рабочей поверхности круга, которое необходимо обеспечить при шлифовании.

Следует иметь в виду, что в процессе резания с материалом контактирует часть зерен, расположенных на верхнем уровне режущей поверхности круга; эта часть зерен и их распределение не ответственны за общее распределение зерен на поверхности круга, которое может быть обусловлено генетически и быть симметричным, асимметричным, иметь эксцессы и представлять композицию различных распределений. Именно поэтому у исследователей, получивших различные распределения зерен, могут быть сопоставимые результаты по характеристикам процесса.

Для отыскания оптимального распределения надо вначале описать класс распределений, среди которых выбирается оптимальное. Описываемый класс распределений должен, по возможности, охватывать все реальные распределения зерен на поверхности круга. Типичное реальное распределение показано на рис. 2.14, а. Оно имеет следующие характерные особенности:

1) распределение сосредоточено в промежутке $(0, \delta_{max})$, где δ_{max} – максимальная высота выступания зерен на поверхности круга;

2) $f^*(0) > 0$.

Такое распределение не принадлежит непосредственно к известным в математической статистике распределениям. Однако для его описания можно выделить подходящие участки кривых плотности вероятности известных распределений, осуществить соответствующие смещения выделенного участка вдоль оси абсцисс и растяжение или сжатие вдоль оси ординат, и полученную таким образом кривую использовать для аппроксимации кривой плотности вероятности реального распределения. Таким способом, по-видимому, можно вполне удовлетворительно описать все практические распределения зерен по высоте.

Указанный подход использовался в работе.

По-видимому, достаточно точно описываемые реальные распределения можно получить, если использовать участки кривой таких распределений, как распределение Грама-Шарлье, гамма-распределение, бета-распределение, распределение Вейбулла и др.

В данной работе использовались участки кривой гамма-распределения. Рис. 2.14, б и 2.15 иллюстрируют описанную выше деформацию кривой гамма-распределения в кривую плотности вероятности реального распределения зерен по высоте.

На рис. 2.14, б показан используемый участок гамма-распределения (сплошная линия), а на рис. 2.15 этот участок кривой смещен вдоль оси абсцисс влево на величину C (кривая 1), затем он растянут (или сжат) вдоль оси ординат (кривая 2) так, чтобы площадь под полученной кривой равнялась единице.

Чтобы получить практически осуществимые распределения, нельзя использовать произвольные участки кривых гамма-распределения, например такие, начало и конец которых находятся на восходящем участке кривой.

В работе классом распределений, среди которых отыскивается оптимальное, являются все распределения, получаемые описанной выше деформацией участков гамма-распределения при условии, что правый конец используемого участка находится на нисходящей части кривой.

Получим аналитическое выражение для плотности вероятности используемых распределений.

Пусть $\varphi(x)$ – плотность вероятности гамма-распределения (см. рис. 2.14, б).

$$\varphi(x) = \frac{\beta^{\alpha+1}}{\Gamma(\alpha+1)} e^{-\beta x} x^{\alpha}, \quad (2.67)$$

где α, β – параметры распределения. После смещения кривой плотности вероятности гамма-распределения вдоль оси абсцисс получим новое распределение (см. рис. 2.15, кривая 1) с плотностью вероятности

$$\varphi_1(x) = \varphi(x+c), \quad (2.68)$$

где c – положительное число, характеризующее величину смещения.

После растяжения (или сжатия) выделенного участка кривой вдоль ординат получим новое распределение (см. рис. 2.15, кривая 2) с плотностью вероятности

$$\varphi_2(x) = k\varphi_1(x) = k\varphi(x+c), \quad (2.69)$$

где k – некоторое положительное число, $0 < x < \delta_{max}$.

Учитывая формулу (2.67), получим следующее выражение для $\varphi_2(x)$:

$$\varphi_2(x) = ae^{-\beta(x+c)}(x+c)^\alpha, \quad (2.70)$$

где $a = k \frac{\beta^{\alpha+1}}{\Gamma(\alpha+1)}$.

Условие того, чтобы правый конец используемого участка распределения находился на нисходящей ветви кривой, выразится неравенством

$$\delta_{max} > \delta_{mod}, \quad (2.71)$$

где δ_{mod} – модальная высота выступания зерен.

Таким образом, класс рассматриваемых в задаче распределений состоит из распределений с плотностью вероятности:

$$f^*(\delta) = \varphi_2(\delta), \quad (2.72)$$

для $0 < \delta \leq \delta_{max}$ при условии (2.71).

Учитывая выражение (2.70) для функции $\varphi_2(x)$, получим следующую формулу:

$$f^*(\delta) = ae^{-\beta(\delta+c)}(\delta+c)^\alpha. \quad (2.73)$$

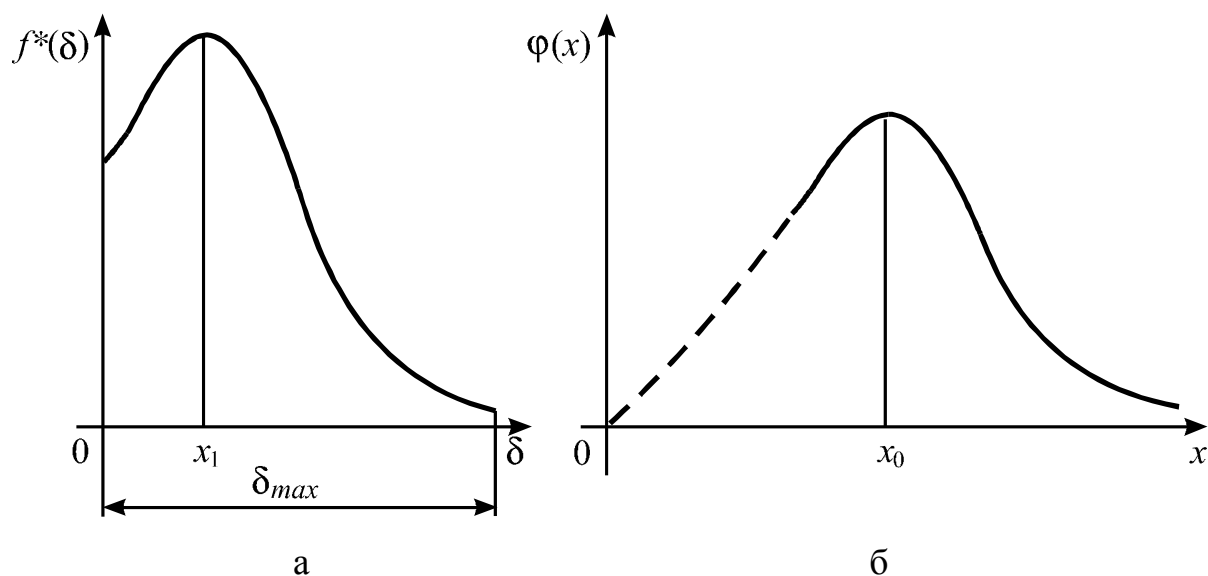


Рис. 2.14. Реальное распределение зерен на поверхности круга (а) и вид кривой используемого гамма-распределения (сплошная линия) (б)

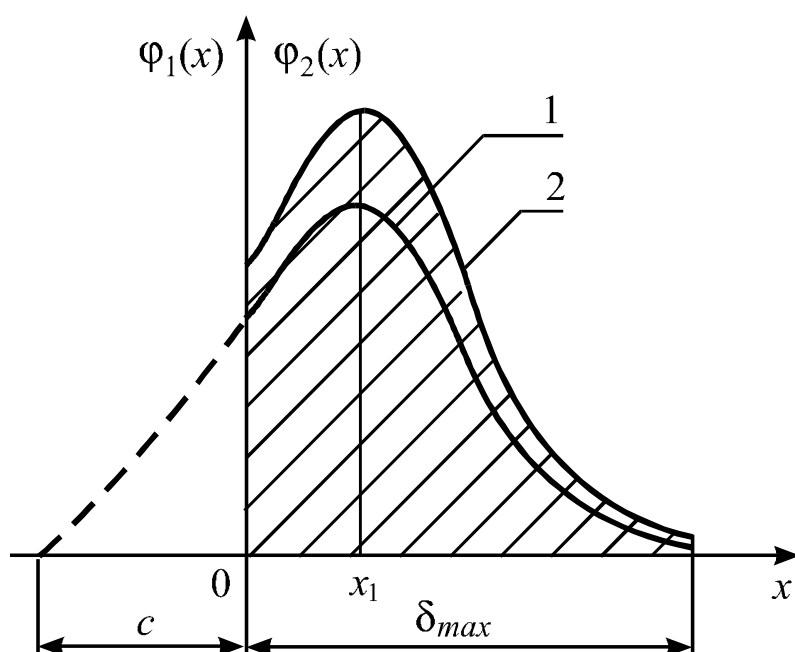


Рис. 2.15. Смещение участка кривой гамма-распределения: 1 – смещение вдоль оси абсцисс; 2 – растяжение вдоль оси ординат (площадь под кривой равна единице)

Далее найдем выражение для δ_{mod} .

Обозначим через x_0 точку максимума исходной плотности распределения (см. рис. 2.14, б). Точка x_0 удовлетворяет условию

$$\varphi'(x) = 0. \quad (2.74)$$

Так как

$$\varphi'(x) = \frac{\beta^{\alpha+1}}{\Gamma(\alpha+1)} e^{-\beta x} x^{\alpha-1} (-\beta x + \alpha),$$

то из (2.74) следует

$$-\beta x + \alpha = 0,$$

откуда

$$x_0 = \frac{\alpha}{\beta}. \quad (2.75)$$

Обозначим через x_1 точку максимума функции $\varphi_1(x)$ (см. рис. 2.15).

Эта точка определится из условия $x_1 + c = x_0$. Учитывая (2.75), найдем

$$x_1 = \frac{\alpha}{\beta} - c. \quad (2.76)$$

Так как $x_1 = \delta_{mod}$, то условие (2.71) можно записать в следующем виде:

$$\frac{\alpha}{\beta} - c = \delta_{max}.$$

Таким образом, оптимальное распределение будет отыскиваться среди распределений, задаваемых формулой (2.73) при следующих ограничениях:

$$1) c > 0; \quad 2) \alpha > 0; \quad 3) \beta > 0; \quad 4) \frac{\alpha}{\beta} - c < \delta_{max}.$$

Получим выражение для a в формуле (2.73). Величина a определяется величинами α , β , c из условия равенства единице площади под графиком, т.е.

$$\int_0^{\delta_{max}} f^*(\delta) d\delta = 1.$$

Это приводит к выражению

$$a \int_0^{\delta_{max}+c} e^{-\beta x} x^\alpha dx = 1,$$

из которого можно найти a при заданных α , β , c . Учитывая, что суммарная площадь среза в одной из моделей производительности определяется выражением (2.45)

$$S_1 = n_S \int_0^{\delta_m-r} f^*(r+x) dx \int_0^x S(z) \rho(z, x) dz,$$

математическая формулировка задачи может быть следующей: надо найти максимум функции S , где $f^*(\delta)$ определяется формулой (2.73), при этом

$$a = \frac{1}{\int_0^{\delta_{max}+c} e^{-\beta x} x^\alpha dx},$$

и выбору подлежат параметры α , β , c , где α и β являются параметрами гамма-распределения, а c характеризует величину смещения кривой плотности вероятности.

Сформулированная задача является разновидностью задач нелинейной оптимизации, для которой разработаны алгоритмы численного решения. Для расчетного моделирования удобно применить метод внешних штрафных функций и его сочетания с другими методами. Нами был применен метод поиска по деформированному многограннику в сочетании с методом штрафных функций (метод Нелдера и Мида) [205].

В табл. 2.15 для примера представлены рассчитанные значения параметров α , β и c распределения $f^*(\delta)$, обеспечивающие максимум функции S для различных зернистостей.

Таблица 2.15

Значения параметров оптимальной плотности $f^*(\delta)$

Параметры $f^*(\delta)$	Зернистость		
	50/40	100/80	160/125
α	4,46	4,42	2,89
β	0,056	0,067	0,042
c	58,99	36,39	28,58

По найденным значениям α , β и c рассчитываются оптимальная плотность распределения зерен по высоте (по формуле 2.73). Пример построения графика $f^*(\delta)$ для конкретных условий приведен на рис. 2.16.

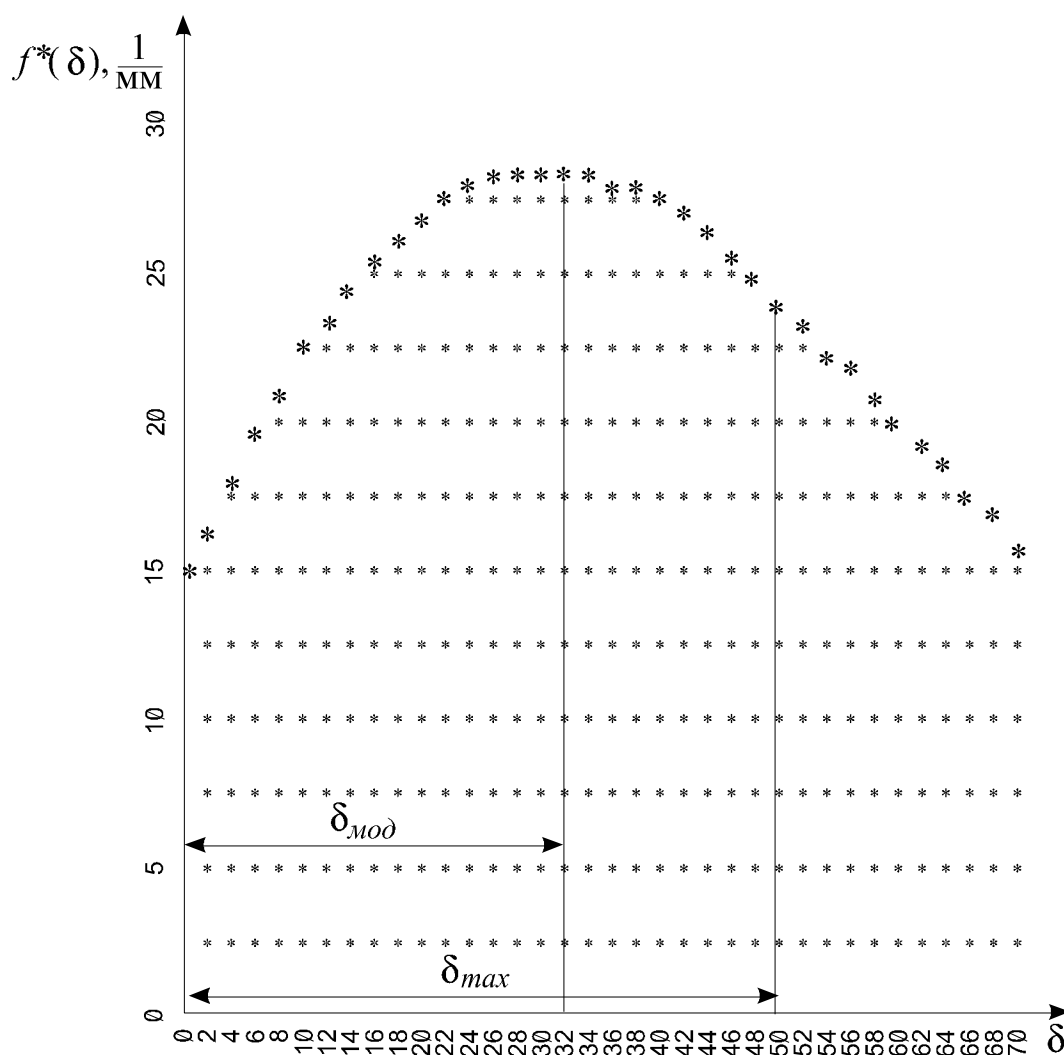


Рис. 2.16. Оптимальная плотность распределения $f^*(\delta)$:
100/80; $P=1,2$ МПа; $V=20$ м/с

Анализ графиков показывает, что начало кривой $f^*(\delta)$ ($f^*(\delta) > 0$) и значения $f^*(\delta)$ такие же, как и у теоретической плотности распределения зерен (без учета деформации, см. рис 2.5, табл. 2.13) и составляют, например, для зернистости 100/80, 14,8 1/мм, 50/40 – 32,4 1/мм, 160/125 – 8,79 1/мм. Это объясняется общей генетической основой отмеченных распределений.

Результаты расчета производительности для оптимальной плотности $f^*(\delta)$ и соответствующих условий шлифования, их обсуждение и анализ представлены ниже.

2.6. Износ алмазного круга в установившемся режиме шлифования

Возможность достижения устойчивых условий взаимодействия режущего рельефа круга и обрабатываемого материала при алмазно-искровом шлифовании позволяет определить скорость износа, при которой сохраняется оптимальное состояние рабочей поверхности круга. При этом под оптимальным понимается не какое-то постоянное состояние, характеризующее единственно возможной плотностью распределения зерен, а такое, которое в каждом конкретном случае будет ответственным за лучший вариант оптимизируемого критерия – производительность, качество поверхности, себестоимость обработки и др.

Если, например, оптимальная плотность распределения зерен по высоте найдена по наибольшей производительности, то представляется возможным установить величину износа круга во времени, необходимую для сохранения достигнутой производительности; при этом в работе круга мо-

гут быть реализованы потенциальные возможности зерен по работоспособности.

При каждом обороте круга зерно взаимодействует с материалом наиболее выступающими микрокромками и за определенный период происходит износ различных микрокромки, что приводит к изменению профиля зерна в целом; при этом износ каждой микрокромки зависит от толщины среза. За определенное время работы отдельные микрокромки будут взаимодействовать с материалом при разных толщинах среза и объемный износ их в зависимости от толщины среза будет различным. Не оценивая здесь характер изменения микропрофиля зерен, рассмотрим задачу определения среднего размерного износа круга в установившемся режиме шлифования.

Размерный износ круга за определенное время можно представить как смещение в пространстве границы материала (рис. 2.17, плоскость D); в установившемся режиме уровень связки (плоскость A) должен сместиться на такую же величину. Скорость размерного износа круга однозначно определяется величиной μ – размерным износом в расчете на один оборот. Рассмотрим промежуток времени T , достаточно большой, чтобы считать, что работающие зерна многократно взаимодействуют с материалом. Предположим, что известен объем износа зерен круга на рассматриваемом промежутке времени (определяется ниже). Этот объем можно связать следующим образом с величиной (μ^T) размерного износа круга за тот же период времени

$$\mu^T = \frac{V_u^T}{F_u}, \quad (2.77)$$

где F_u – сумма площадей идеализированных сечений зерен плоскостью D (сечение одного из зерен показано на рис. 2.18), т. е. F_u – это сумма площадей эллипсов. Формула (2.77) основана на предположении о том, что

можно пренебречь микронеровностями профиля круга в месте контакта зерен с материалом при переходе от объема износа V_u^T на достаточно большом промежутке времени к величине размерного износа. Следовательно, предполагается, что, хотя при разовом контакте круга с материалом, изменения испытывают отдельные режущие микрокромки зерен, однако на достаточно большом промежутке времени размерный износ круга можно определить, считая, что зерна имеют идеализированную форму усеченного эллипсоида вращения, и что объем износа распределяется равномерно на всю контактную поверхность таких идеализированных зерен. Разделив выражение (2.77) на число оборотов на рассматриваемом промежутке времени, получим

$$\mu = \frac{V_u}{F_u}, \quad (2.78)$$

где V_u – средний объем износа зерен в расчете на один оборот круга.

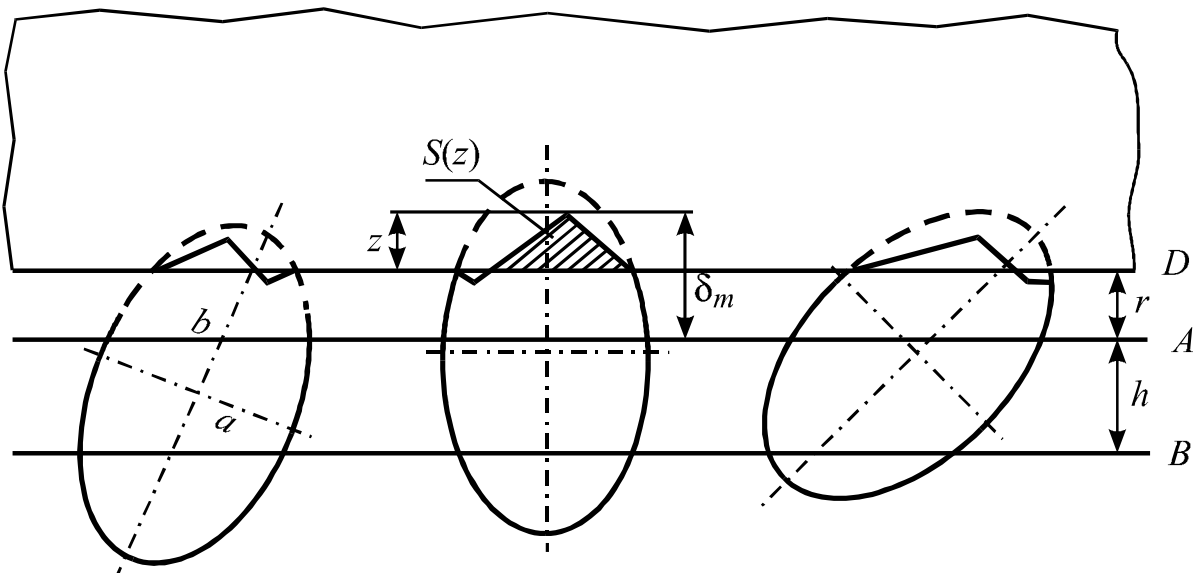


Рис. 2.17. Схема взаимодействия различных зерен с материалом

Ниже рассматривается способ определения объема износа V_u и суммарной площади F_u . Величины V_u и F_u можно относить либо ко всей режущей поверхности круга, либо к части этой поверхности. В последующих рассуждениях эти величины будут определяться для 1 мм^2 поверхности.

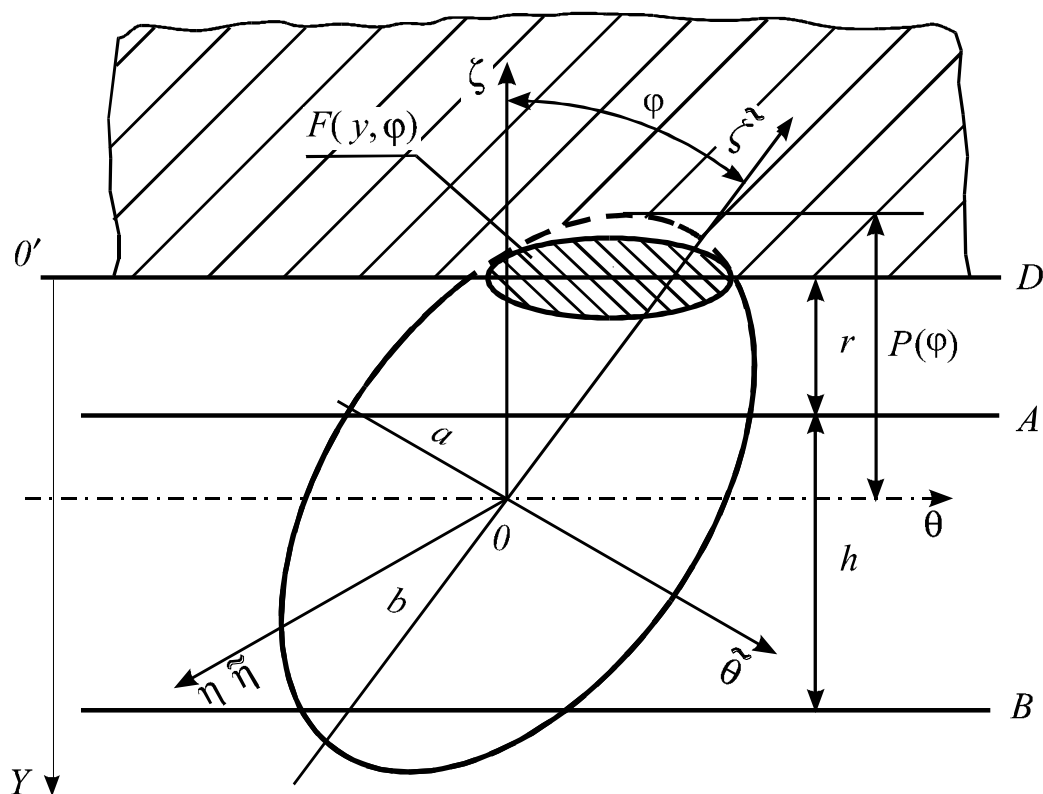


Рис. 2.18. Схема определения площади износа зерен

В установившемся режиме шлифования объем износа V_u , представляющий собой на рассматриваемом промежутке времени среднее значение объемного износа за один оборот, можно определить, вычислив математическое ожидание объемного износа при одном обороте. Объем износа $V_u(z)$ для одного зерна с толщиной среза z за один оборот можно найти из соотношения

$$R(z) = \frac{V_\mu(z)}{V_u(z)},$$

где $R(z)$ – коэффициент работоспособности зерна, который предполагается известным и может быть определен экспериментально;

$V_\mu(z)$ – объем снятого материала.

Объем снимаемого материала при разовом контакте микрокромки определяется равенством

$$V_\mu(z) = S(z)L,$$

где $S(z)$ – сечение среза; L – длина пути резания за один оборот. Тогда объем износа микрокромки при толщине среза z в расчете на один оборот найдется по формуле

$$V_u(z) = \frac{S(z)L}{R(z)}.$$

Зная распределение толщины среза работающих зерен $\phi_p(z)$, можно найти математическое ожидание объема их износа за один оборот (в расчете на 1 мм^2 поверхности круга):

$$V_u = n_p \int_0^{\delta_m - r} V_u(z) \phi_p(z) dz,$$

где n_p – число работающих зерен на 1 мм^2 ;

δ_m – максимальная высота выступания зерен;

r – расстояние от уровня связки до материала.

После подстановки в эту формулу найденного выше выражения для $V_u(z)$, получим окончательно:

$$V_u = n_p \int_0^{\delta_m - r} \frac{S(z)L}{R(z)} \phi_p(z) dz. \quad (2.79)$$

Для определения F_u рассмотрим рис. 2.18, где показано идеализированное зерно и контактирующий с ним материал, а также условная поверхность износа зерна (пунктиром показан первоначальный профиль зер-

на). Как и на рис. 2.17, плоскость A представляет собой верхний уровень связки, плоскость D – границу материала, h – минимальная глубина заделки зерна, при которой оно удерживается в связке. Для характеристики положения центра зерна выбрана координатная ось $O'Y$ с началом в какой-нибудь точке O' плоскости D . Угол φ – острый угол между координатной осью Y и большой осью эллипсоида; $P(\varphi)$ – максимальное расстояние по оси Y между центром эллипсоида и точками на его поверхности. Обозначим через $F(y, \varphi)$ – условную площадь поверхности износа зерна с координатой центра y и углом φ (площадь сечения эллипсоида вращения). Как следует из рис. 2.18, в контакте с материалом будут те зерна, которые пересекут плоскости D и B одновременно. При фиксированном φ это будут те зерна, координаты y центров которых удовлетворяют неравенству

$$r + h - P(\varphi) < y < P(\varphi). \quad (2.80)$$

Пусть n – количество зерен в 1 мм^3 алмазоносного слоя (в матрице). Тогда количество зерен с координатами центров от y до $y + \Delta y$ в расчете на 1 мм^2 поверхности равно $n\Delta y$; из них количество зерен с углами от φ до $\varphi + \Delta\varphi$ составит

$$n\Delta y \frac{2\Delta\varphi}{\pi}.$$

Если эти зерна являются работающими, то общая площадь износа их будет равна

$$\frac{2n\Delta y \Delta\varphi}{\pi} F(y, \varphi).$$

Следовательно, общая площадь износа зерен с координатами центров y , удовлетворяющими неравенству (2.80), и с углами от φ до $\varphi + \Delta\varphi$, в расчете на 1 мм^2 поверхности круга будет равна

$$\frac{2n}{\pi} \Delta\varphi \int_{r+h-P(\varphi)}^{P(\varphi)} F(y, \varphi) dy.$$

Для всех работающих зерен при $0 < r < 2a - h$ суммарная площадь износа, отнесенная к площади поверхности круга, определится формулой

$$F_u = \frac{2n}{\pi} \int_0^{\pi/2} d\varphi \int_{r+h-P(\varphi)}^{P(\varphi)} F(y, \varphi) dy. \quad (2.81)$$

При $r > 2a - h$ пределы интегрирования в формуле (2.81) будут другими; в реальных условиях в установившемся режиме значение r обычно удовлетворяет условию $0 < r < 2a - h$.

Для определения F_u по формуле (2.81) надо располагать выражениями для величин $P(\varphi)$ и $F(y, \varphi)$, которые являются геометрическими характеристиками эллипсоида вращения. Зависимость $P(\varphi)$ имеет следующий вид (2.13):

$$P(\varphi) = \cos \varphi \sqrt{b^2 + a^2 \operatorname{tg}^2 \varphi}.$$

Для вывода формул для $F(y, \varphi)$ и F_u запишем уравнение поверхности эллипсоида в канонической системе координат $O\tilde{\theta}\tilde{\eta}\tilde{\zeta}$ (см. рис. 2.18)

$$\frac{\tilde{\theta}^2}{a^2} + \frac{\tilde{\eta}^2}{a^2} + \frac{\tilde{\zeta}^2}{b^2} = 1.$$

Удобнее располагать уравнением этой поверхности в другой прямоугольной системе координат $O\theta\eta\zeta$ (см. рис. 2.18) с тем же началом координат. Связь между координатами описывается соотношениями:

$$\tilde{\theta} = \theta \cos \varphi - \zeta \sin \varphi;$$

$$\tilde{\eta} = \eta;$$

$$\tilde{\zeta} = \theta \sin \varphi + \zeta \cos \varphi.$$

Подставляя эти выражения для $\tilde{\theta}, \tilde{\eta}, \tilde{\zeta}$ в каноническое уравнение поверхности эллипсоида, получим уравнение этой поверхности в системе координат $\theta\eta\zeta$. Фиксируя затем в полученном уравнении $\zeta = y$, найдем уравнение эллипса, ограничивающего сечение эллипсоида плоскостью D :

$$\frac{(\theta \cos \varphi - y \sin \varphi)^2}{a^2} + \frac{\eta^2}{a^2} + \frac{(\theta \sin \varphi + y \cos \varphi)^2}{b^2} = 1.$$

Это уравнение преобразуется к виду:

$$\frac{(\theta - \theta_0)^2}{\alpha^2} + \frac{\eta^2}{\beta^2} = 1,$$

где $\alpha = \frac{ab}{P^2(\varphi)} \sqrt{P^2(\varphi) - y^2}$; $\beta = \frac{a}{P(\varphi)} \sqrt{P^2(\varphi) - y^2}$; θ_0 – некоторое число.

Величины α и β представляют собой полуоси эллипса. Теперь можно определить площадь, ограниченную эллипсом, т. е. площадь

$$F(y, \varphi) = \pi \alpha \beta = \frac{\pi a^2 b}{P^3(\varphi)} (P^2(\varphi) - y^2).$$

Для определения суммарной площади F_u вычислим вначале внутренний интеграл в формуле (2.81):

$$\begin{aligned} \int_{r+h-P(\varphi)}^{P(\varphi)} F(y, \varphi) dy &= \frac{\pi a^2 b}{P^3(\varphi)} \left(P^2(\varphi) y - \frac{y^3}{3} \right) \Big|_{y=r+h-P(\varphi)}^{y=P(\varphi)} = \\ &= \pi a^2 b \left[\frac{4}{3} + \frac{1}{3} \cdot \frac{(r+h)^3}{P^3(\varphi)} - \frac{(r+h)^2}{P^2(\varphi)} \right]. \end{aligned}$$

Подставляя полученное выражение в формулу (2.81) вместо внутреннего интеграла и вычисляя внешний интеграл, получим:

$$F_u = \frac{2n}{\pi} \pi a^2 b \left(\frac{2}{3} \pi + \frac{(r+h)^3}{3} \int_0^{\pi/2} \frac{d\varphi}{P^3(\varphi)} - (r+h)^2 \int_0^{\pi/2} \frac{d\varphi}{P^2(\varphi)} \right). \quad (2.82)$$

Последний интеграл в этой формуле легко вычисляется:

$$\int_0^{\pi/2} \frac{d\varphi}{P^2(\varphi)} = \int_0^{\pi/2} \frac{d\varphi}{b^2 \cos^2 \varphi + a^2 \sin^2 \varphi} = \frac{\pi}{ab}.$$

Другой интеграл в выражении (2.82) сводится к эллиптическому интегралу:

$$\int_0^{\pi/2} \frac{d\varphi}{P^3(\varphi)} = \int_0^{\pi/2} \frac{d\varphi}{(b^2 \cos^2 \varphi + a^2 \sin^2 \varphi)^{3/2}} = \frac{1}{b^3} \int_0^{\pi/2} \frac{d\varphi}{(1 - K^2 \sin^2 \varphi)^{3/2}} = \frac{1}{b^3} j,$$

где $K^2 = 1 - \frac{a^2}{b^2}$; $j = \int_0^{\pi/2} \frac{d\varphi}{(1 - K^2 \sin^2 \varphi)^{3/2}}.$

Интеграл в этом равенстве представляет собой эллиптический интеграл третьего рода. Следовательно,

$$F_u = na^2b \left(\frac{4}{3}\pi + \frac{2}{3}j \frac{(r+h)^3}{b^3} - \pi \frac{(r+h)^2}{ab} \right). \quad (2.83)$$

Преобразуя это равенство, можно получить для F_u и такое выражение:

$$F_u = n \left[\frac{2}{3}j \left(\frac{a}{b} \right)^2 (r+h)^3 + \pi b \left(\frac{4}{3} \left(\frac{a}{b} \right)^2 b^2 - \left(\frac{a}{b} \right) (r+h)^2 \right) \right].$$

Обычно можно считать, что $\frac{a}{b} = \frac{2}{3}$, в этом случае $K^2 = 0,556$, $j = 2,97$. Тогда

предыдущее равенство принимает вид:

$$F_u = n \left[0,88(r+h)^3 + b(1,86b^2 - 2,09(r+h)^2) \right]. \quad (2.84)$$

Следует ожидать, что суммарная площадь F_u с увеличением r уменьшается. Анализ формулы (2.84) в промежутке $0 < r < 2a - h$ подтверждает это. Действительно, дифференцируя по r равенство (2.84), получим

$$\frac{dF_u}{dr} = n \cdot 2,64(r+h) - 4,18b(r+h). \text{ Если } 0 < r < 2a - h, \text{ то } 0 < r+h < 2a. \text{ То-}$$

гда $2,64(r+h) < 2,64 \cdot 2a$. Используя соотношение $\frac{a}{b} = \frac{2}{3}$, получим из последнего неравенства, что $2,64(r+h) < 3,52b$. Следовательно, и по-прежнему $2,64(r+h) < 4,18b$, поэтому $\frac{dF_u}{dr} < 0$, т. е. F_u убывает с увеличением r .

Таким образом, представляется возможным расчетным путем определять износ алмазного круга, что позволяет существенно уменьшить (оставив только как проверочные) или полностью исключить громоздкие и длительные эксперименты, связанные со значительными экономическими затратами. Для расчета износа круга имеются все необходимые исходные данные. Суммарная площадь износа F_u определяется по формуле (2.83), либо (2.84) при заданных значениях n , r , h , b , рассмотренных ранее.

Объем износа зерен для различных условий шлифования найдется по формуле (2.79); распределение толщин среза контактирующих зерен $\varphi_p(z)$ описано ранее (2.52), работоспособность зерен $R(z)$ в зависимости от толщины среза, например, при микрорезании сплава Т15К6 определяется зависимостью (глава 3) $R = 1458,98 + 2970,56z - 2499,62z^2 + 476,27z^3$, путь резания за один оборот круга есть ширина шлифуемой твердосплавной пластинки $L = 6$ мм.

2.7. Обсуждение и анализ результатов расчета по математическим моделям

Оптимальное состояние режущей поверхности алмазного круга, обеспечивающее максимальную производительность, достигается при работе в условиях самозатачивания. В этом случае можно говорить о статистически оптимальном, устойчивом состоянии рельефа, о возможности его стабилизации при взаимодействии с обрабатываемым материалом. При этом, чем более труднообрабатываемый материал (твердость, прочность), чем большая вероятность износа зерен микроразрушением, тем с большей достоверностью можно оценивать способность режущего рельефа сохранять плотность распределения зерен по высоте. Дополнительное воздей-

ствие на рабочую поверхность, как известно, в ряде случаев не требуется (круги на органических связках). При шлифовании алмазными кругами на металлических связках такое воздействие может быть осуществлено вводом дополнительной энергии в виде электрических импульсов в зону резания.

Расчет по математическим моделям производился применительно к процессу шлифования различных твердых сплавов в условиях самозатачивания круга, например, при алмазно-искровом шлифовании.

В качестве примера в табл. 2.16 приведены значения суммарного мгновенного сечения среза $S_{мгн}$, полученные по формулам 2.45 и 2.65 для некоторых условий шлифования твердого сплава Т15К6 и ТН20.

Таблица 2.16

Суммарное мгновенное сечение среза $S_{мгн}$ мкм²/мм²

Материал	Зернистость	Нормальное давление P, МПа									
		0,8		1,2		1,6		2,0		2,4	
		S_1	S_2	S_1	S_2	S_1	S_2	S_1	S_2	S_1	S_2
Т15К6	50/40	4,83	4,84	7,74	7,76	10,06	10,1	12,81	12,86	16,69	16,75
	100/80	4,77	4,78	6,95	6,97	9,79	9,83	12,61	12,66	15,95	16,00
	160/125	4,43	4,44	6,52	6,55	9,22	9,26	12,35	12,39	14,51	14,56
ТН20	50/40	3,97	3,98	6,17	6,19	8,18	8,21	10,59	10,65	12,25	12,32
	100/80	3,49	3,51	5,66	5,69	8,15	8,19	10,37	10,44	13,31	13,39
	160/125	3,19	3,21	5,28	5,32	7,64	7,69	10,41	10,48	12,80	12,89

Производительность шлифования рассчитывалась применительно к алмазному кругу чашечной формы с размерами 150×10×3. Формула (2.46) приведения после соответствующих преобразований имеет вид:

$$Q = 3,36SV,$$

где Q – производительность, мм³/мин;

S – суммарное сечение среза, мкм²/мм²;

V – скорость резания, м/сек.

В табл. 2.17 представлены результаты расчета производительности для тех же условий шлифования, при этом значение скорости резания было принято, в данном случае, равным $V = 20$ м/сек. Прежде всего, следует отметить весьма близкие значения производительности Q_1 и Q_2 , полученные по математическим моделям S_1 и S_2 применительно к упругой схеме шлифования с различными нормальными нагрузками и при вероятностном подходе для соответствующих глубин внедрения режущего рельефа ($\delta_m - r$) в материал.

Таблица 2.17

Производительность шлифования Q , мм³/мин

Материал	Зерни- стость	Нормальное давление P , МПа									
		0,8		1,2		1,6		2,0		2,4	
		Q_1	Q_2	Q_1	Q_2	Q_1	Q_2	Q_1	Q_2	Q_1	Q_2
Т15К6	50/40	324,8	325,5	520,1	521,4	676,0	678,0	860,2	863,5	1121	1125,0
	100/80	320,5	321,2	467,0	468,4	657,9	660,6	847,4	850,7	1071	1075,0
	160/125	297,7	298,3	438,1	440,1	620,2	622,9	829,9	832,5	975,1	978,0
ТН20	50/40	268,8	269,4	414,6	416,0	549,7	551,7	711,6	714,6	823,0	827,9
	100/80	234,5	235,9	380,3	382,4	547,7	550,4	696,9	701,6	894,4	899,8
	160/125	214,4	215,8	354,8	357,5	513,4	517,4	699,5	704,2	860,0	866,1

Для оценки достоверности получаемых расчетом значений производительности и возможности дальнейшего использования методов расчетного моделирования для определения потенциальной режущей способности алмазных кругов представляет интерес сравнение расчетных данных с экспериментальными. Выполненные в широком диапазоне условий шлифования эксперименты (глава 5) свидетельствуют о хорошей сопоставимости результатов. Расхождение составляет 10–15 %, в отдельных случаях доходит до 20 %. Следует заметить, что с увеличением давления расчетная

производительность несколько опережает экспериментальную, что, по-видимому, объясняется более интенсивным разрушением режущих кромок круга, вследствие чего наибольшая высота выступания зерен δ_m , а значит и разновысотность, будет несколько меньше расчетной.

Объяснение зависимостей, выражающих данные, приведенные в табл. 2.16 и 2.17, традиционно: с ростом нормального давления суммарное сечение среза увеличивается в связи с большей глубиной внедрения зерен, т. е. большими значениями толщин среза, приходящимися на рабочие зерна.

Вместе с тем, возрастает и количество зерен, участвующих в съеме материала. Однако изменение количества работающих зерен вызывает изменение глубины внедрения рельефа при равных нагрузках. Например, круги более крупных зернистостей, несмотря на существенно меньшее число зерен, обеспечивают малую степень снижения производительности, что может быть объяснено только увеличением среза каждым зерном.

При алмазно-искровом шлифовании в условиях самозатачивания фактор зернистости в меньшей степени, чем при обычном шлифовании, влияет на режущую способность круга. При шлифовании твердого сплава алмазными кругами на металлической связке без ввода дополнительной энергии так же, как и при абразивном шлифовании, например, железоуглеродистых сплавов, мелкозернистые круги более интенсивно и за меньший промежуток времени засаливаются, теряя режущие свойства. Крупнозернистые круги в этом смысле имеют определенные преимущества: большая разновысотность зерен, более развитый рельеф способствуют его сохранению более продолжительное время. Алмазно-искровое шлифование исключает отмеченный недостаток мелкозернистых кругов.

Производительность шлифования определяется условиями взаимодействия обрабатываемого материала и режущего профиля в динамике.

Эти условия зависят от реального количества работающих «динамических», как их иногда называют, зерен $n_{p.k}$, толщин среза или сечения среза S_Z . Эти параметры, присущие собственно режущему рельефу круга в момент контактирования с материалом, зависят от большого числа внешних факторов – количества зерен («статистических») на единице поверхности n_S (зернистость, концентрация), плотности распределения их по высоте $f(\delta)$, глубины внедрения профиля в материал $\delta_m - r$, определяемой нормальным усилием, поперечной подачей или глубиной шлифования, плотности распределения действительных толщин среза для зерен одинаковой высоты $\rho(z, x)$, скорости резания.

Анализ работы расчетной модели суммарной площади среза показывает, что при внедрении режущего рельефа круга в материал, она сама «выдаст» определенное число зерен, находящихся в слое материала, подлежащего удалению; назовем их условно рабочими n_p в отличие от реально работающих контактирующих в каждое мгновение $n_{p.k}$. Реальная обрабатываемая поверхность материала при шлифовании в установившемся режиме имеет реальные микронеровности, формирующиеся в данный момент конкретными условиями взаимодействия с режущим рельефом круга, причем эти микронеровности при обработке твердых сплавов часто соизмеримы с толщинами среза. Поэтому зерен, реально участвующих в формировании мгновенной суммарной площади среза ($n_{p.k}$), будет значительно меньше. Вообще, следует отметить, что любые выводы о количестве рабочих зерен, о процентном соотношении их с зернами на поверхности круга могут иметь реальный смысл лишь применительно к конкретным, присущим данному процессу, условиям контактирования.

В табл. 2.18 приведены значения количества зерен n_p и $n_{p,k}$, рассчитанные по формулам 2.49 и 2.51 для различных нормальных давлений и зернистостей кругов на связке М1-01, а также процентное количество $n_{p,k}$ от n_s . Из этих данных видно, что непосредственно в съеме материала в каждое мгновение в зависимости от глубины внедрения для различных зернистостей участвуют от 5,3 до 11,1 % зерен, находящихся на рабочей поверхности круга.

При шлифовании твердого сплава Т15К6 активная часть рельефа, участвующая в съеме материала, от общей его высоты над уровнем связки при увеличении нормального давления с 0,8 до 2,4 МПа изменяется для круга зернистостью 50/40 от 0,081 до 0,133, для круга 100/80 – от 0,085 до 0,139 и для круга 160/125 – от 0,092 до 0,134. При обработке сплава ТН20 эти значения несколько меньше, и изменяется от 0,074 до 0,128 для всего диапазона давлений и зернистостей. Это показывает, что активная часть рельефа не может быть ответственна за состояние всего наружного профиля круга, и что установление распределения зерен на поверхности не является самоцелью, так как оно не определяет незначительную часть нисходящей ветви кривой, которая собственно формирует условия удаления материала и вытекающие из этого характеристики процесса шлифования. Следует также иметь в виду, что рабочие зерна $n_{p,k}$ составляют в среднем 60 – 70 % от условно рабочих n_p , которые обычно принимаются за рабочие. Из-за микронеровностей обрабатываемой поверхности часть внедрившихся зерен своими микрокромками будет располагаться между выступами материала, т. е. не будет в данный момент контактировать с ним. В расчетной модели эти зерна имеют отрицательную толщину среза. Например, на графике плотности вероятности толщин среза $\varphi(z)$ видно,

что часть зерен имеет отрицательную толщину среза, т. е. не принимает участие в съеме материала (рис. 2.19, круг 100/80, материал Т16К6, $P = 1,2$ МПа, $V = 20$ м/сек).

Поскольку распознавание «динамических» зерен в теории шлифования имеет важное значение, некоторые авторы создают специальные измерительные устройства, используя соответствующую систему оценок [139]. В нашем случае построение плотности вероятности толщин среза $\varphi(z)$ для генеральной совокупности n_p позволяет оценить количество зерен с отрицательной толщиной среза ($-z$), как не участвующих в съеме, и таким образом определить $n_{p.k}$.

Представляет интерес тот факт, что процент зерен, участвующих в работе $n_{p.k}$, относительно общего их количества n_S для кругов большей зернистости выше примерно в 1,5 раза в широком диапазоне нормальных давлений. Значительно меньшее количество рабочих зерен у крупнозернистых кругов при равных нагрузках приводит к существенному увеличению толщин среза, а это означает, что относительно большее число зерен включается в работу, т.к. зерна, ранее попадающие во впадины микронеровностей материала, становятся рабочими.

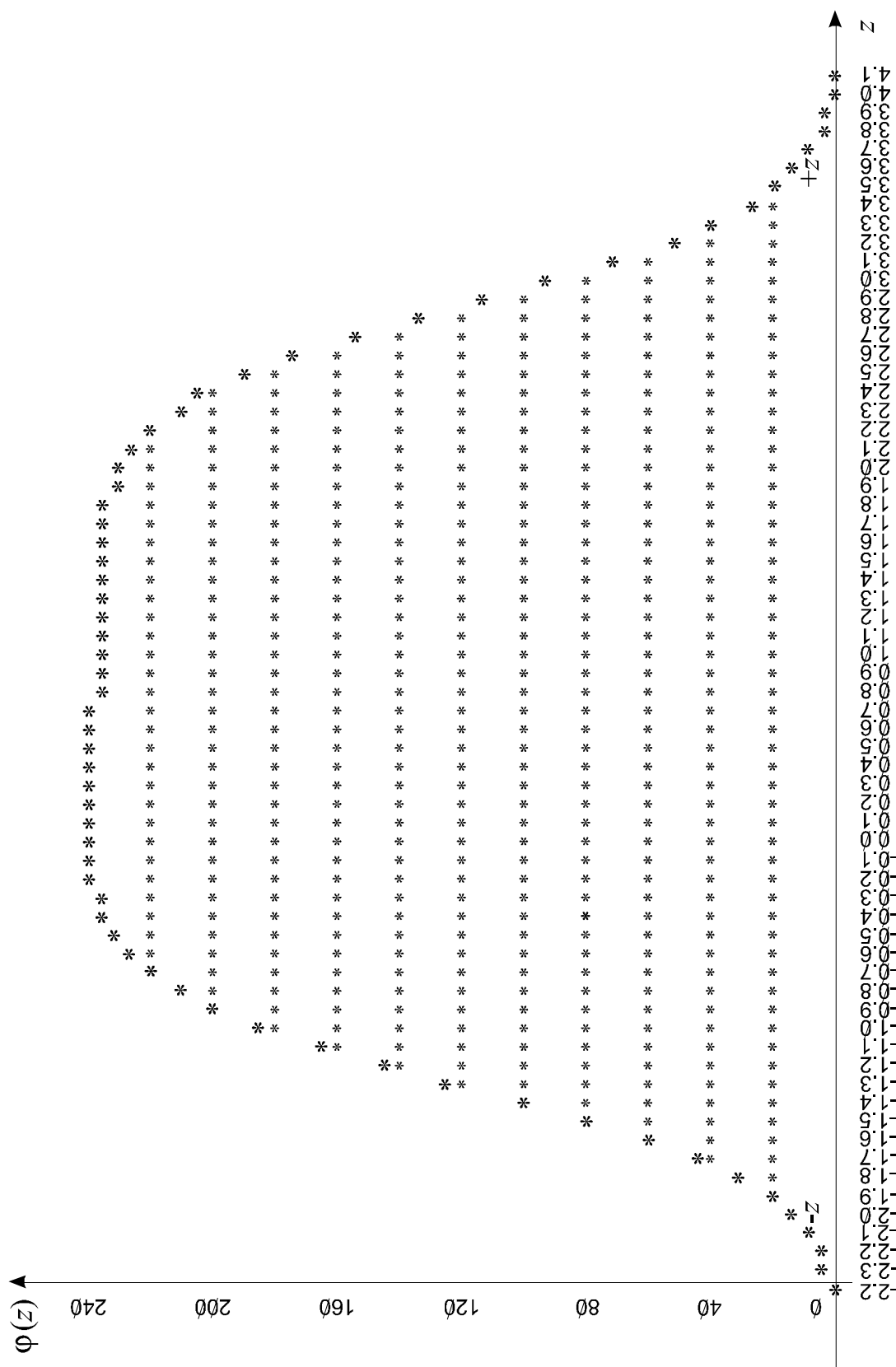
В некоторых работах, особенно зарубежных, приводится много данных об изменении числа режущих кромок по глубине их залегания в круге от наиболее выступающего зерна [146, 209, 200, 229].

Эти результаты, полученные «собирательным» измерением с помощью профилограмм или микроскопа, по нашему мнению, пригодны лишь для относительной оценки характеристики абразивного круга; попытки использовать эти результаты при анализе процесса шлифования могут привести к неточностям, т. к. при взаимодействии с материалом состояние режущей поверхности, особенно абразивных кругов, постоянно изменяется.

Таблица 2.18

Количество рабочих “динамических” зерен n_p и $n_{p.k}$, шт/см²

Материал	Зернистость	Нормальное давление Р, МПа														
		0,8			1,2			1,6			2,0			2,4		
		n_p	$n_{p.k}$	% от n_s	n_p	$n_{p.k}$	% от n_s	n_p	$n_{p.k}$	% от n_s	n_p	$n_{p.k}$	% от n_s	n_p	$n_{p.k}$	% от n_s
Т15К6	50/40	906	610	5,6	1071	713	6,6	1237	770	7,1	1361	831	7,6	1486	909	8,4
	100/80	278	210	7,1	345	235	8,0	386	264	8,9	428	287	9,7	462	311	10,5
	160/125	128	93	7,4	149	106	8,6	164	119	9,5	180	131	10,5	190	139	11,1
ТН20	50/40	823	574	5,3	988	662	6,1	1154	718	6,6	1278	780	7,2	361	816	7,5
	100/80	245	189	6,4	320	220	7,4	370	248	8,4	403	268	9,1	437	292	9,9
	160/125	116	83	6,6	139	98	7,8	154	112	8,9	169	124	9,9	182	133	10,6

Рис. 2.19. Плотность вероятности толщин среза $\phi(z)$, n_p , $n_{p,k}$:100/80; $P = 1,2$ МПа; $V = 20$ м/с; T15K6

В условиях алмазно-искрового шлифования, когда имеется возможность сохранения устойчивого рельефа, даже для одного класса материалов, например твердосплавных, количество рабочих зерен при прочих равных условиях будет зависеть от марки сплава. Например, на рис. 2.20 показано изменение количества рабочих зерен для разных зернистостей в зависимости от нормального давления (глубины внедрения).

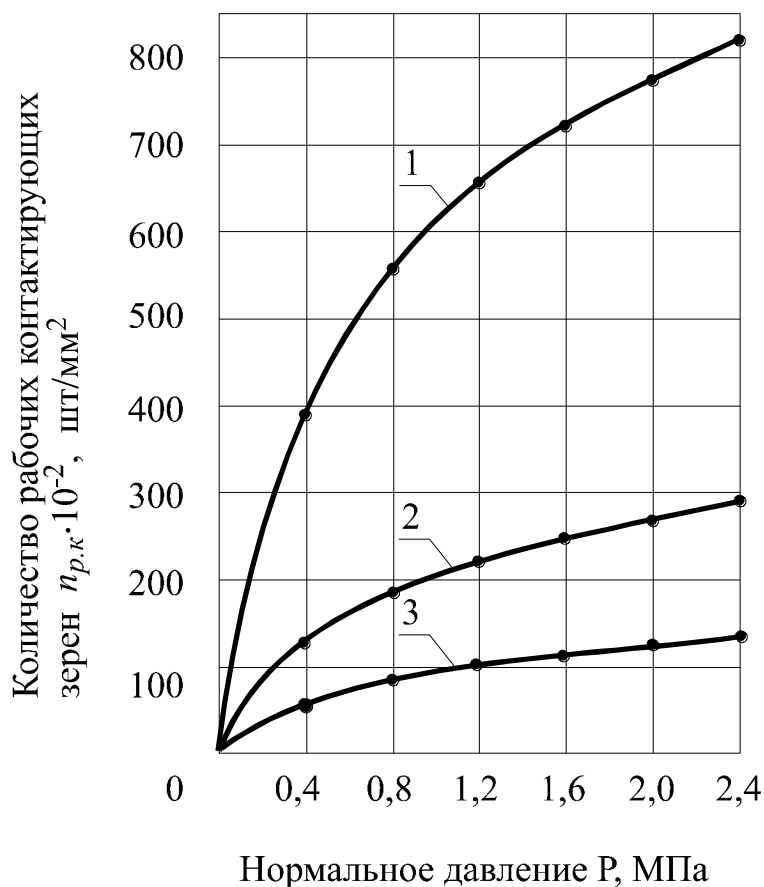


Рис. 2.20. Влияние нормального давления на $n_{p.к}$:
 1 – 50/40; 2 – 100/80; 3 – 160/125; $V = 20$ м/с;
 материал ТН20

Подобные по характеру графики встречаются в литературе при описании рельефа круга вообще. Между тем, приведенные зависимости справедливы только при шлифовании сплава ТН20 со скоростью резания 20 м/с, и на их основе можно производить расчет производительности об-

работки конкретного материала. Для сплава Т15К6 соотношения будут иными (см. табл. 2.18). Они будут отличаться и при изменении скорости.

Анализ влияния скорости резания на процесс съема материала при упругой схеме и устойчивом рельефе круга позволяет выявить некоторые его особенности. Обычно изменение производительности шлифования с изменением скорости связывают с кинематическим фактором, т.е. с различным числом режущих кромок, взаимодействующих с материалом в единицу времени; удобно его называть количественным фактором; скоростной фактор, т.е. изменение сопротивления материала резанию при обработке твердого сплава алмазными зернами с охлаждением, на его съеме отразится незначительно.

Таким образом, если скорость рассматривать как количественный фактор (число встреч с материалом), то следует, что мгновенное суммарное сечение среза не будет от нее зависеть. Между тем, влияние скорости шлифования сложнее. Ее следует рассматривать и как фактор, формирующий («возбуждающий») определенную шероховатость, только ей соответствующие микронеровности поверхности; в этом случае при оценке мгновенного суммарного сечения среза необходимо учитывать образовавшиеся условия взаимодействия режущего рельефа с конкретными формируемыми микронеровностями обрабатываемой поверхности (функция $\rho(z, x)$), от которых будет зависеть распределение толщин среза.

Например, в табл. 2.19 приведены значения производительности Q_k для постоянного мгновенного сечения среза (при $V = 20$ м/с), рассчитанные для различной скорости как количественного фактора, а в табл. 20 – значения реальной производительности Q_p с учетом изменяющегося, соответствующего каждой скорости $S_{мгн}$ (табл. 2.21). Как видно из сравнения табличных данных для Q_k и Q_p имеет место различие в значениях

производительности, достигающее 20 – 30 %. Чем больше изменение скорости резания и различие в величине микронеровностей, тем более ощутимо проявляется расхождение в съеме материала. Так, при изменении скорости шлифования твердого сплава Т15К6 кругом 100/80 от 15 до 45 м/с минутный съём Q_k возрастает в 3 раза, а Q_p – в 5,2 раза, что объясняется, главным образом, изменением учитываемого во втором случае мгновенного сечения среза.

Таблица 2.19

Влияние скорости резания на производительность Q_k , мм³/мин

Материал	Зернистость	Скорость резания V , м/с				
		15	20	25	35	45
Т15К6	50/40	390,1	520,1	650,1	910,1	1170,2
	100/80	350,2	467,0	583,7	817,2	1050,7
	160/125	328,6	438,1	547,6	766,7	985,7
ТН20	50/40	310,9	414,6	518,2	725,5	932,8
	100/80	285,3	380,3	475,4	665,6	855,8
	160/125	266,1	354,8	443,5	620,9	798,3

Таблица 2.20

Влияние скорости резания на производительность Q_p , мм³/мин

Материал	Зернистость	Скорость резания V , м/с				
		15	20	25	35	45
Т15К6	50/40	330,1	520,1	725,8	1131,3	1701,0
	100/80	247,5	467,0	689,6	1030,2	1413,7
	160/125	305,9	438,1	588,0	903,2	1271,6
ТН20	50/40	259,6	414,6	550,2	917,3	1321,0
	100/80	212,2	380,3	549,4	853,8	1137,0
	160/125	239,9	354,8	477,9	738,5	997,2

Следует иметь в виду, что при шлифовании твердого сплава алмазными кругами шероховатость поверхности при увеличении скорости из-

меняется в меньшей степени, чем при обычной абразивной обработке, поэтому не столь существенно различие Q_k и Q_p .

При шлифовании кругами из сверхтвердых абразивов материалов, менее твердых, чем сплавы Т15К6 и ТН20, или при абразивном шлифовании значения производительности Q_k и Q_p будут существенно отличаться, что необходимо учитывать при проектировании технологических процессов.

Таблица 2.21

Суммарное мгновенное сечение среза $S_{мгн}$, $\text{мкм}^2/\text{мм}^2$

Материал	Зернистость	Скорость резания V , м/с				
		15	20	25	35	45
Т15К6	50/40	6,55	7,74	8,64	9,02	11,25
	100/80	4,91	6,95	8,21	8,76	9,35
	160/125	6,07	6,52	7,00	7,68	8,41
ТН20	50/40	5,15	6,17	6,55	7,80	8,74
	100/80	4,21	5,66	6,54	7,26	7,52
	160/125	4,76	5,28	5,69	6,28	6,60

Таким образом, повышение производительности с ростом скорости резания кроме чисто количественного (основного) фактора можно объяснить некоторым увеличением мгновенного суммарного сечения среза, которое изменяется в связи с небольшим увеличением числа одновременно контактирующих зерен (рис. 2.21: $P = 1,2$ МПа; сплав Т15К6): при расчетной одинаковой глубине внедрения ($\delta_m - r$), соответствующей определенному нормальному давлению, число работающих зерен (n_p) остается неизменным, а контактирующих $n_{p.k}$ – несколько возрастает, что объясняется уменьшением шероховатости и, значит, меньшей вероятностью мгновенного проскальзывания зерен вхолостую и более полным контактом зерен по ширине с выступами микронеровностей. Увеличение вероятности

удаления материала и числа контактирующих зерен с повышением скорости абразивного шлифования отмечается также в работах Ю. К. Новоселова и А. В. Королева [78, 125].

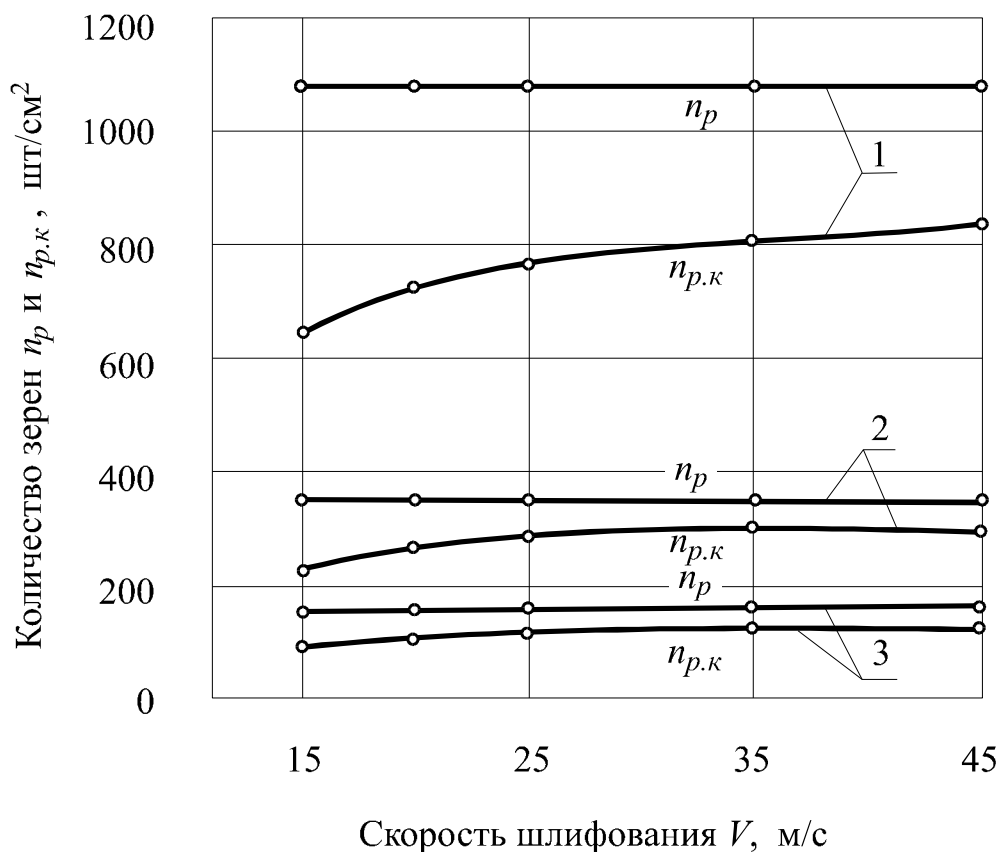


Рис. 2.21. Влияние скорости резания на n_p и $n_{p.к}$:
 1 — 50/40; 2 — 100/80; 3 — 160/125;
 $P = 1,2$ МПа; материал Т15К6

Изменение количества рабочих контактирующих зерен при шлифовании безвольфрамового твердого сплава ТН20 кругами различных зернистостей с постоянным нормальным давлением $P = 1,2$ МПа в зависимости от скорости показано в табл. 2.22; при этом число рабочих зерен n_p для соответствующей зернистости не зависит от скорости и остается постоянным: для зернистости 50/40 $n_p = 988$ шт/см²; 100/80 $n_p = 320$ шт/см²; 160/125 $n_p = 138$ шт/см².

Таблица 2.22

Количество рабочих контактирующих зерен $n_{p.k}$, шт/см²

Зернистость	Скорость резания V , м/с				
	15	20	25	35	45
50/40	615	662	677	723	754
100/80	195	220	232	242	245
160/125	94	98	101	105	107

Число рабочих контактирующих зерен $n_{p.k}$ и толщина среза z , приходящаяся на одно зерно, по мнению большинства исследователей, являются важнейшими факторами процесса шлифования, влияющими на его показатели [19, 127, 199, 230]. Поскольку плотность вероятности толщин среза $\varphi(z)$, как уже отмечалось, содержат и отрицательные z , то для нахождения, например, математического ожидания действительных толщин среза m_z , необходимо рассмотреть плотности вероятности $\varphi_{p.k}(z)$ для генеральной совокупности только рабочих контактирующих зерен $n_{p.k}$, рассчитанные по зависимости 2.52.

На рис. 2.22 показан график изменения плотности вероятности действительных толщин среза, построенный для зернистости 100/80, при шлифовании сплава Т15К6 ($P = 1,2$ МПа; $V = 20$ м/с). Как видно из графика, плотность распределения состоит из участка, имеющего малозаметное изменение (во втором, либо в третьем знаке), практически раномерного и нисходящего. Первый участок находится в диапазоне толщин среза от 0,1 мкм до 1,6 мкм, с плотностью вероятности $\varphi_{p.k}(z)$, изменяющейся от 0,35 до 0,34, второй участок с заметно снижающейся $\varphi_{p.k}(z)$ до 0,01 характеризует плотность вероятности толщин среза для z от 1,7 до 4,2 мкм.

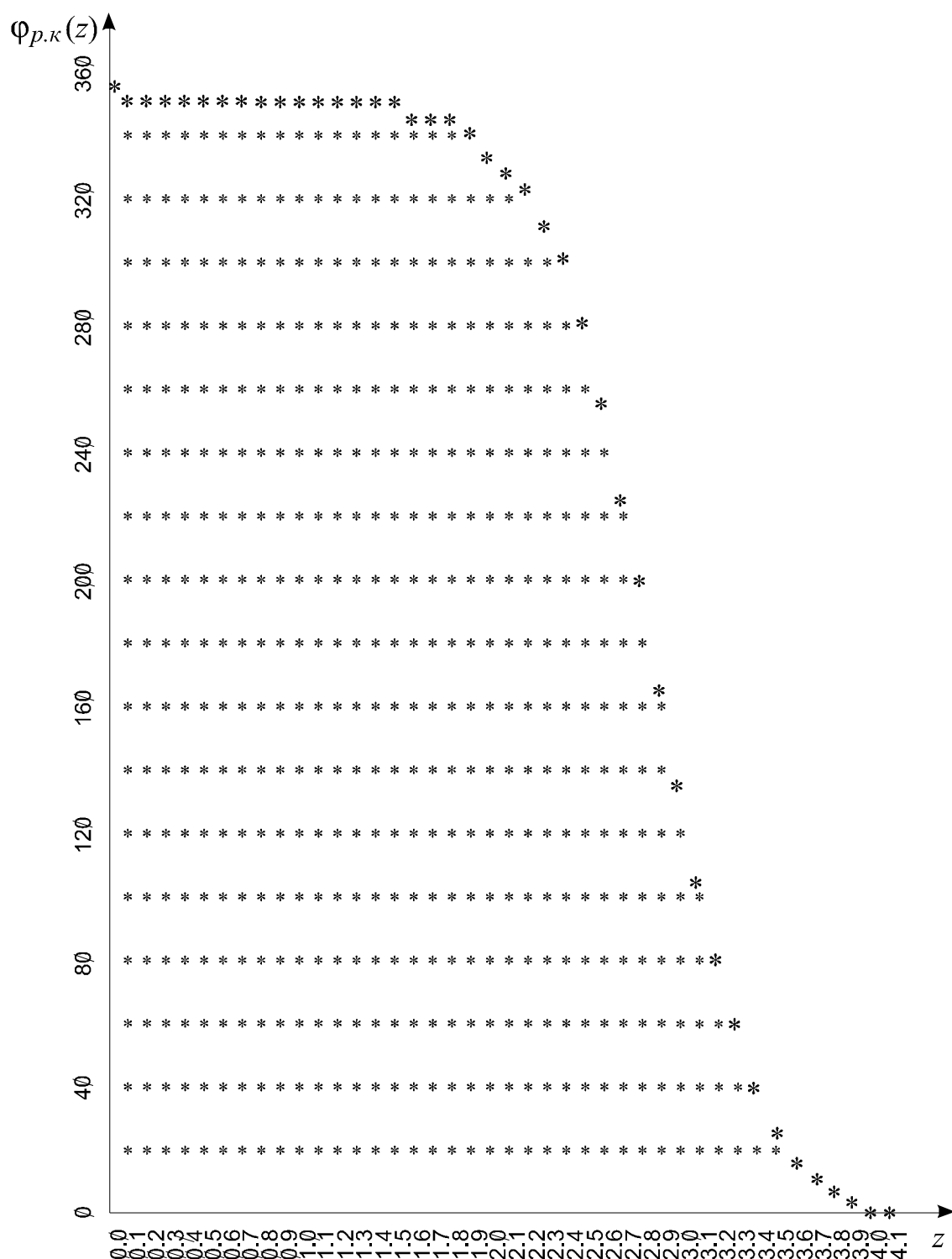


Рис. 2.22. Плотность вероятности толщин среза $\Phi_{p.k}(z)$, m_z :
 100/80; $P=1,2$ МПа; $V=20$ м/с; материал Т15К6;
 $m_z=1,4702$

Изменение зернистости и относительной концентрации алмазов в кругах не связано с какими-либо особенностями влияния их на толщину

среза и число зерен; понятно, что увеличение зернистости приводит к снижению $n_{p.k}$ и росту значений z , а повышение относительной концентрации – наоборот.

При увеличении зернистости с 50/40 до 100/80 почти в два раза (1,8) уменьшается плотность вероятности толщин среза в диапазоне от 0,1 мкм до 1 мкм, а наибольшее значение толщины среза возрастает с 2,5 мкм до 4,1 мкм; такие изменения приводят к росту математического ожидания толщин среза m_z с 0,89 мкм до 1,47 мкм при остальных одинаковых условиях ($P = 1,2$ МПа, $V = 20$ м/с, Т15К6, табл. 2.23).

Таблица 2.23

Математическое ожидание толщин среза m_z , мкм, для $n_{p.k}$
при различных давлениях

Материал	Зернистость	Нормальное давление P , МПа				
		0,8	1,2	1,6	2,0	2,4
Т15К6	50/40	0,76	0,89	0,97	1,05	1,15
	100/80	1,30	1,47	1,65	1,79	1,94
	160/125	1,88	2,13	2,39	2,63	2,78
ТН20	50/40	0,71	0,83	0,92	0,99	1,04
	100/80	1,17	1,37	1,55	1,68	1,82
	160/125	1,68	1,99	2,25	2,49	2,67

Поскольку в литературе имеются противоречивые мнения о влиянии глубины шлифования на толщину среза, рассмотрим некоторые условия взаимодействия режущих зерен с материалом. Известно, что толщина среза и число режущих зерен зависят от режимов шлифования [127, 199, 233], вместе с тем, имеется и высказанное положение о том, что толщина среза и ширина стружки практически не зависят от глубины шлифования [9]. Если режущий рельеф круга имеет устойчивую разновысотность зерен, то при его внедрении в материал, на первый взгляд, нет оснований считать, что увеличение глубины или нормального давления приводит к росту толщин

среза. В этом случае повышение производительности, очевидно, можно объяснить увеличением числа контактирующих зерен, вступающих в работу из нижерасположенных уровней залегания. Однако такой подход, по нашему мнению, является несколько упрощенным. Он может быть приемлем при переносе статистических характеристик рельефа в потенциально срезаемый слой, а также при идеализированном расположении вершин зерен в направлении вектора скорости резания и взаимодействия их с гладкой исходной поверхностью. Кинематические и динамические факторы несомненно приносят существенные изменения в соотношения между режимами обработки с одной стороны и числом рабочих зерен – с другой. Сравнение графиков плотности вероятности для различных нормальных давлений ($P = 0,8$ МПа, $P = 1,2$ МПа, $P = 1,6$ МПа, $P = 2,0$ МПа) при других одинаковых условиях (зернистость 50/40, $V = 20$ м/с, материал Т15К6) позволяет установить, что с увеличением нагрузки (глубины внедрения) плотность вероятности малых толщин среза уменьшается, а диапазон их возрастает для $P = 1,2$ МПа до $z = 2,6$ мкм, для $P = 1,6$ МПа до $z = 3$ мкм и т. д. В связи с этим наблюдается и соответствующее увеличение математического ожидания толщин среза (табл. 2.23).

Следует, однако, заметить, что m_z дает представление лишь о среднем значении толщины среза и не может характеризовать физические особенности процесса. Поскольку микронеровности обрабатываемой поверхности носят случайный характер, и распределение режущих кромок круга по высоте также случайно, толщина среза является результатом взаимодействия случайных процессов. Поэтому только знание плотности вероятности толщин среза позволяет оценить возможность стабилизации режущего рельефа, установить часть рельефа, подверженную деформации, определить необходимые условия для ее восстановления и, наконец, более достоверно выявить влияние на z различных факторов.

Например, если для определенной глубины внедрения рельефа устанавливается диапазон изменения толщин среза до z_{max} , то повышение скорости резания не должно увеличить этот диапазон, скорее наоборот, если высота активной части рельефа будет снижаться; фактически зерен, работающих с большими толщинами среза, чем z_{max} , не будет. Но при этом произойдет перераспределение плотности вероятности толщин среза $\varphi_{p.k}(z)$, что может привести к некоторому увеличению расчетного значения математического ожидания толщин среза m_z и, как следствие, неверным выводам о влиянии режима резания на изменение предельных нагрузок на зерна.

Так, при изменении скорости шлифования сплава Т15К6, например, с 20 м/с (см. рис 2.22) до 25 м/с, 35 м/с и других, $\varphi_{p.k}(z)$ малых толщин среза уменьшается, а больших – несколько возрастает; заметное снижение $\varphi_{p.k}(z)$ начинается соответственно для $V = 20$ м/с с $z = 1,6$ мкм, для $V = 25$ м/с с $z = 1,9$ мкм, для $V = 35$ м/с с $z = 2,1$ мкм, т. е. с больших значений толщин среза. Отмеченные изменения плотности вероятности толщин среза приводят к соответствующему увеличению математического ожидания с $m_z = 1,47$ мкм ($V = 20$ м/с) до $m_z = 1,55$ мкм ($V = 25$ м/с) и т.д. В табл. 2.24 приведены расчетные значения m_z для различных условий шлифования.

Таким образом, увеличение m_z при повышении скорости резания не связано с возникновением качественно иных условий взаимодействия зерен с материалом – ростом предельных нагрузок на зерно, условных напряжений резания. Изменение количественных соотношений «внутри» рельефа и срезаемого слоя и вызовет соответствующее изменение производительности и износа зерен. Что касается обрабатываемого материала, то перераспределение толщин среза, безусловно, окажет новое качествен-

ное последствие на поверхностный слой, так как изменится количество более интенсивных источников тепла и усилий.

Таблица 2.24

Математическое ожидание толщин среза m_z , мкм, для $n_{p,k}$
при различных скоростях резания

Материал	Зернистость	Скорость резания V , м/с				
		15	20	25	35	45
Т15К6	50/40	0,84	0,89	0,92	0,96	1,01
	100/80	1,31	1,47	1,55	1,59	1,62
	160/125	2,08	2,13	2,18	2,25	2,32
ТН20	50/40	0,78	0,82	0,84	0,89	0,93
	100/80	1,24	1,37	1,44	1,49	1,51
	160/125	1,92	1,99	2,04	2,10	2,14

Расчетное моделирование износа алмазных кругов, по нашему мнению, имеет большое практическое значение. Известно, что для достоверной оценки износа круга необходимо проведение длительных экспериментов, результаты которых во многом зависят от методики испытаний и измерений; кроме того, при этом расходуется большое количество дефицитных твердых сплавов и других материалов. Насколько нам известно, в литературе расчетные методы износа алмазных инструментов не описаны. Результаты расчета показывают достаточно хорошую сопоставимость значений износа с экспериментальными данными (глава 5), в отдельных случаях наибольшее расхождение достигает 20 – 25 %. В табл. 2.25 приведены значения объема износа алмазных зерен на 1 мм^2 рабочей поверхности в расчете на 1 оборот круга V_u , мкм^3 , суммарная площадь условных поверхностей износа зерен F_u , мкм^2 , и значения размерного износа кругов за 10 минутный промежуток времени его работы μ^{10} , мкм, при шлифовании твердых сплавов Т15К6 и ТН20 со скоростью резания $V = 20 \text{ м/с}$. С увеличением нормального давления размерный износ кругов различных

зернистостей возрастает, причем наиболее заметно для мелкозернистых кругов. На увеличение размерного износа превалирующее влияние оказывает рост объема износа зерен, наиболее интенсивное изменение которого характерно для мелкозернистых кругов. Так, например, изменение давления от 1,2 до 2,4 МПа способствует увеличению объема износа зерен V_u у кругов 50/40 в 2,8 – 3 раза, у кругов 100/80 – в 1,8 – 3 раза и у кругов 160/125 – в 1,1 – 1,2 раза. При этом суммарная площадь износа F_u для кругов определенной зернистости с ростом давления увеличивается весьма незначительно (в 1,04 – 1,08 раза), что объясняется устойчивостью режущей поверхности круга и генетической надежностью воспроизводства рельефа из матрицы алмазносного слоя.

С увеличением зернистости размерный износ круга уменьшается во всем диапазоне нормальных давлений. Несмотря на значительно больший объем износа V_u у кругов, например, зернистостью 100/80 по сравнению с мелкозернистыми, размерный износ μ меньше, что объясняется опережающим ростом суммарной площади износа зерен, т. е. полученный больший объем износа распределяется на еще более заметно возросшей площади, что и приводит к снижению μ . Несмотря на меньшее количество зерен, увеличение суммарной условной площади износа у кругов больших зернистостей объясняется, главным образом, собственно размерами зерен. Однако следует заметить, что темп увеличения F_u при переходе к большей зернистости существенно снижается. Так, например, у кругов 100/80 по сравнению с кругами 50/40 F_u увеличивается почти в три раза, а у кругов 160/125 по сравнению с кругами 100/80 – только в 1,3 раза.

Расчетный метод позволяет получить значения износа кругов для любого сочетания технологических факторов.

Таблица 2.25

Значения объема износа зерен V_u , мкм³, суммарной площади F_u , мкм²,
и размерного износа круга μ , мкм

Материал	Зернистость	Нормальное давление P , МПа											
		1,2			1,6			2,0			2,4		
		V_u	F_u	μ^{10}	V_u	F_u	μ^{10}	V_u	F_u	μ^{10}	V_u	F_u	μ^{10}
T15K6	50/40	20,59	17111	30,6	31,4	17754	45,1	46,2	18282	64,4	57,8	18655	78,9
	100/80	42,87	50934	21,4	58,7	52175	28,7	68,9	53431	32,9	77,9	54446	36,5
	160/125	28,77	67705	10,8	30,9	68774	11,5	32,2	69848	11,7	33,1	70749	11,9
TH20	50/40	17,08	16674	26,1	26,4	17265	39,0	39,7	17754	57,0	50,8	18102	71,5
	100/80	48,50	50197	24,6	71,4	51676	35,2	86,3	52675	41,7	101,4	53684	48,1
	160/125	39,70	67978	14,9	43,3	69050	15,9	45,2	70129	16,5	47,0	71214	16,8

Большая часть приведенных в этом разделе соотношений между нормальным давлением, зернистостью, производительностью, износом, числом рабочих зерен и др. рассчитаны применительно к процессу шлифования по упругой схеме. В этом случае, как известно, потенциальные возможности кругов используются наиболее полно. Глубина внедрения рельефа при конкретных нормальных нагрузках обеспечивает возможный съем материала определенным количеством рабочих контактирующих зерен. При жесткой схеме шлифования с постоянной глубиной или поперечной подачей («принудительной») режущие свойства кругов для конкретных условий учесть практически невозможно. Для кругов, у которых количество рабочих зерен больше, рельеф при взаимодействии с материалом будет находиться в более щадящих условиях.

Например, если рассмотреть одинаковую для разных кругов глубину внедрения, равную 5 мкм, то для зернистости 160/125 она обеспечивается нормальным давлением 0,8 МПа, что позволяет получить при шлифовании сплава ТН20 производительность $Q = 299 \text{ мм}^3/\text{мин}$ при $n_{p.k} = 93 \text{ шт}/\text{см}^2$; такая же глубина внедрения для круга зернистостью 100/80 возможна при $P = 2,0 \text{ МПа}$, что обеспечит $Q = 697 \text{ мм}^3/\text{мин}$, при этом $n_{p.k} = 268 \text{ шт}/\text{см}^2$. Если при таких условиях осуществить шлифование с поперечной подачей, то взаимодействие зерен с материалом у кругов большей зернистости будет более напряженным. Именно поэтому глубинное шлифование с весьма малыми продольными подачами получило определенное признание; при этом существенно снижается относительная нагруженность рельефа различных кругов, который успевает приспособиться (за счет равномерного износа по ширине алмазоносного кольца) и становится как бы менее «чувствительным»; тем не менее и в этом случае рельеф крупнозернистых кругов находится в более тяжелых условиях. Это

казалось бы, противоречит мнению о лучших режущих свойствах крупнозернистых кругов. В действительности же, противоречий здесь нет. Когда технологическая система работает в регламентируемых условиях, с необходимостью обеспечения определенного цикла шлифования, т. е. когда «отказное состояние инструмента» связано с рабочим циклом, возникает иная ситуация. Крупнозернистые круги становятся лучше (надежнее) именно потому, что они взаимодействуют с материалом более нагруженным рабочим рельефом, лучше самозатачиваются, более «медленно засаливаются» из-за больших межзеренных пространств и большей высоты выступания зерен. При шлифовании же по упругой схеме, особенно с вводом в зону резания дополнительной энергии, нет необходимости «искусственно» за счет характеристики круга добиваться надежности его работы. При алмазно-искровом шлифовании оптимальное состояние режущего рельефа стабилизируется, тем самым снимается опасность достижения «отказного состояния инструмента». Значит, понятие стойкости как основного показателя надежности теряет смысл при достижении устойчивого состояния рельефа, и надежность уже не может рассматриваться как временная характеристика качества.

Следует заметить, что применительно к абразивному инструменту некоторые положения теории надежности вряд ли справедливы, так как здесь действуют не совсем ясные принципы обеспечения надежности, позволяющие реализовать его функции статистически [128].

Вышеизложенное позволяет заключить, что из наиболее слабого звена в технологической системе абразивной обработки с точки зрения ее надежности, абразивный инструмент, в частности алмазный, при АИШ превращается в устойчивое, при этом состояние его режущего рельефа, как было показано, можно статистически оптимизировать.

В заключение следует отметить, что, используя результаты расчетов по математическим моделям, частично приведенным в таблицах, представляется возможным установить большое количество пространственно-временных соотношений между характеристиками рельефа, технологическими факторами и выходными параметрами.

Однако основная задача состоит в том, чтобы показать принципиальную возможность и практическую ценность прогнозирования по математическим моделям при анализе процесса, оценке режущей способности и износа алмазных кругов в сравнении с частными результатами, полученными, к тому же, после проведения непроизводительных, длительных и дорогостоящих экспериментов.

Выводы

1. Разработанные математические модели процесса шлифования позволили выполнить расчеты производительности процесса, износа алмазных кругов, оптимальной плотности распределения зерен по высоте, плотности, вероятности толщин среза работающих зерен, их математического ожидания, количества «динамических» рабочих зерен.

2. Установлено, что во взаимодействии с обрабатываемым твердым сплавом (в съеме материала) участвует от 5,3 % до 11,1 % зерен, находящихся на рабочей поверхности круга.

3. При формировании мгновенного сечения среза в связи с реальными микронеровностями шлифуемой поверхности непосредственно рабочее, контактирующие зерна ($n_{p.k}$) составляют в среднем 60 – 70 % от условно рабочих (n_p), обычно принимаемых за реальные.

4. Показано, что любые выводы о количестве рабочих зерен в процентном соотношении их с зернами на поверхности круга могут иметь реальный смысл лишь применительно к конкретным, присущим данному процессу условиям воздействия; при моделировании расчетная модель «сама выдает» число зерен, находящихся в слое материала, подлежащего удалению.

5. Активная часть рельефа, участвующая в съеме материала в широком диапазоне условий, составляет для сплава Т15К6 от 0,081 до 0,134, для сплава ТН20 – от 0,074 до 0,128 высоты зерен над уровнем связки; поэтому она не может быть ответственна за состояние всего рельефа. В связи с этим, сопоставимые результаты по характеристикам процесса могут быть получены при различных экспериментально найденных распределениях.

6. Скорость резания влияет на мгновенное сечение среза как фактор, формирующий определенные микронеровности, и, значит, изменяющий соотношения между n_p и $n_{p,k}$, что необходимо учитывать при оценке производительности.

7. Увеличение нагрузки (глубины внедрения) приводит к уменьшению плотности вероятности малых толщин среза и возрастанию диапазона их изменения, что способствует соответствующему росту математического ожидания толщин среза (m_z).

8. Скорость резания, не влияя на изменение диапазона толщин среза до z_{max} , способствует перераспределению плотности вероятности z : увеличение скорости вызывает снижение плотности $\varphi_{p,k}(z)$ малых толщин среза и увеличение больших, что приводит к некоторому росту расчетных значений m_z .

9. Изменение размерного износа кругов, в основном, зависит от объемного износа зерен; суммарная площадь износа для кругов определенной

зернистости и относительной концентрации в различных условиях изменяется весьма незначительно.

10. При алмазно-искровом шлифовании твердых сплавов понятие «отказное состояние инструмента» теряет смысл, и надежность уже не может рассматриваться как временная характеристика качества.

11. Абразивный инструмент, в частности алмазный, из слабого звена технологической системы абразивной обработки в процессе алмазно-искрового шлифования превращается в устойчивое, надежное, что позволяет с развитием САПР технологических процессов прогнозируемые показатели работоспособности кругов вводить в состав оцениваемых факторов.

ГЛАВА 3. МИКРОРЕЗАНИЕ ТВЕРДЫХ СПЛАВОВ

Когда все сущее, сменяясь, каждый час,
В нестройный, резкий хор сливается вокруг нас,
Кто звуки мерные в порядке размещает,
Чьей речи верный ритм живителен и тверд,
Кто единичное искусно обобщает,
Объединяя все в торжественный аккорд?
Гете, Фауст

Целься в звезды и попадешь в луну.
Пословица индейского
племени Навахо

Работоспособность алмазных шлифовальных кругов во многом определяется условиями и особенностями взаимодействия зерен с обрабатываемым материалом. Для получения достоверной информации наиболее удобно методически изучать это взаимодействие при микрорезании, т. е. резании единичными алмазными зернами. Закономерности микрорезания, как правило, присущи процессу шлифования – массового резания – царапания, особенно при работе в режиме самозатачивания в условиях алмазно-искрового шлифования, когда контакт связки с обрабатываемым материалом весьма незначителен.

Исследованию механизма процесса резания, физико-механических свойств, количественной оценке режущей способности абразивных материалов на основе изучения резания единичным зерном посвящены фундаментальные работы, заложившие основы алмазно-абразивного шлифования и выполненные Давиденковым Н. Н., Кузнецовым В. Д., Полосаткиным Г. Д., Масловым Е. Н., Лоладзе Т. Н., Богомоловым Н. И., Глейзером Д. А., Семко М. Ф., Ваксером Д. Б., Кашеевым В. Н., Редько С. Г., Бо-

кучавой Г. В., Капернаросом Е., Палищем Г., Сагардой А. А. и др. Анализ исследований по микрорезанию достаточно полно изложен в работах [17, 18, 89, 111, 133, 134, 147], а также в опубликованных в соавторстве монографиях и статьях [158, 160, 164, 187].

Однако особенности резания единичными алмазными зернами твердых сплавов, в том числе безвольфрамовых изучены недостаточно. Оценка обрабатываемости различных твердых сплавов, характера поломок и динамической прочности алмазных зерен, износа и работоспособности их - вопросы, которые непосредственно связаны с возможностями прогнозирования высокопроизводительной обработки твердых сплавов, требуют дальнейшего исследования.

3.1. Методика исследования

Микрорезание осуществлялось единичными алмазными зернами различных марок, которые с помощью эпоксидного клея приклеивались к специальной державке, закрепляемой с помощью резьбового соединения на периферии либо торце диска. Условия взаимодействия зерен с обрабатываемым материалом определялись конкретной целью эксперимента. Применялось микрорезание с малой скоростью продольного перемещения зерна, так называемое «медленное» резание - царапание, подобно исследованиям по изнашиванию и трению, и микрорезание, соответствующее реальным условиям работы зерна в круге; при этом использовались различные схемы микрорезания. Для определения усилий, характера поломок зерен использовалась схема «торцового» микрорезания; когда же требовалось получение малых толщин среза, что невозможно технически осуществить при «торцовом» микрорезании, применялось резание зерном по ти-

пу плоскового шлифования, например, определение динамической прочности зерен, где необходимо обеспечить постепенное нарастание толщины среза, либо оценка условных напряжений резания в диапазоне малых толщин и т.д.

Применялись различные критерии, характеризующие особенности процесса микрорезания. По условным напряжениям обычно оценивают напряженность процесса микрорезания, характер деформации в контакте. Они определяются как отношение тангенциальной составляющей силы резания к сечению среза [16, 111]

$$\sigma_y = P_z / f_z. \quad (3.1)$$

Широко используемым при микрорезании критерием является отношение тангенциальной силы к радиальной, называемое коэффициентом шлифования [7, 18]

$$K_{ш} = P_z / P_y. \quad (3.2)$$

Некоторые авторы считают его наиболее стабильным силовым показателем процесса микрорезания [149].

Коэффициент шлифования в отдельных случаях называют по аналогии с коэффициентом трения коэффициентом абразивного резания [135].

Вместе с тем, коэффициентом абразивного резания Богомолов Н.И., впервые его применивший, называет обратное отношение указанных сил [17], т. е.

$$K_p = P_y / P_z. \quad (3.3)$$

Нам представляется более приемлемым отношение P_z / P_y называть коэффициентом микрорезания, в дальнейшем обозначаемом K_m , и, по аналогии, отношение P_z / f_z - условным напряжением микрорезания.

Работоспособность алмазных зерен оценивается отношением объема снятого материала (V_m) к объему изношенной части зерна (V_z).

$$R = \frac{V_M}{V_3}. \quad (3.4)$$

Некоторые исследователи определяют отношение объема снятого материала к объему изношенной части алмаза, как коэффициент шлифуемости [19]. Применение этого термина следует признать неудачным, так как процесс резания – царапания существенно отличается от процесса шлифования.

Объем снятого материала подсчитывался с помощью профилограмм поперечных сечений риска – царапин, в начале (S_1) и конце (S_2) пути микрорезания по формуле

$$V_M = \frac{S_1 + S_2}{2} L,$$

где L – длина риски-царапины

Площадь поперечного сечения среза может быть определена и расчетным путем по известной глубине микрорезания и принятой форме режущей кромки (глава 2). Для режущей кромки в виде конуса с округленной вершиной расхождение значений объемов снятого материала не превышало 20 %.

Износ зерен определялся сравнением внешнего контура его до и после работы на микрофотографиях зерна в проходящем свете, а также с помощью рисовального аппарата РА-4, смонтированного совместно с микроскопом МПД-1. Величина размерного износа оценивалась по объект-микрометру сравнением зарисованных контуров зерна. По размерному износу h_p определялся объем изношенной части в зависимости от того, какой фигуре она более соответствует (шаровой сегмент, усеченный конус и др.).

Если принять, исходя из статистических исследований, что форма режущей кромки близка к конусу с округленной вершиной, то можно расчетным путем определить объем изношенной части зерна. Объем такого

конуса можно принять равным $\cong 1,1Sr_k$, где r_k – радиус основания конуса, определяемый по записанной профилограмме поперечного сечения риски-царапины S , которую можно рассмотреть как сечение конуса плоскостью, проходящей через его вершину перпендикулярно основанию. Площадь сечения $S = r_k z$ (z – высота) рассчитывалась по профилограммам в начале (S_1) и конце (S_2) каждого эксперимента, после чего определялся объем изношенной части зерна $V_3 = S_1 r_{k1} - S_2 r_{k2}$. Таким образом,

$$R = \frac{V_M}{V_3} = \frac{(S_1 + S_2)L}{2,2(S_1 r_{k1} - S_2 r_{k2})}. \quad (3.5)$$

Точность определения коэффициента работоспособности R во многом зависит от точности записи профиля риски - царапины на профилографе. Для повышения точности запись осуществлялась ощупывающей иглой с радиусом округления 2 мкм. Глубина канавки контролировалась неоднократно с помощью профилографа, двойного микроскопа Линнина МИС-11 и микроинтерферометра ИЗК-46. Существенно влияет на точность оценки коэффициента R количество экспериментов; для каждой марки зерен и режима микрорезания производилось 50 опытов; скорость резания составляла 25 м/с.

Для проведения экспериментов по резанию – царапанию была изготовлена специальная установка, схема которой показана на рис. 3.1. Образец (4) из твердого сплава устанавливается на каретку (6), которая приводится в движение посредством нити с помощью редукторного электродвигателя СД-54 ($n = 8,7$ об/мин) (7), обеспечивающего продольную скорость перемещения 0,5 м/мин. В исходное положение каретка перемещается о помощью пружины (5). Опыты выполнялись по схеме упругого резания — царапания, при котором нормальная нагрузка (P_y) на алмазное зерно задается с помощью грузов (1), а тангенциальная составляющая усилия резания

(P_z) измеряется с помощью специального динамометра (2), в резбовом отверстии упругого элемента которого закреплен индентор с алмазным зерном (3). Динамометр закреплен на левом плече коромысла (8), шарнирно (на двух подшипниках) установленного в обойме стойки. На правом плече коромысла размещен противовес (9), который может перемещаться по коромыслу для уравнивания его перед установкой набора грузов, обеспечивающих необходимое усилие P_y . Для измерения усилий применялся специально разработанный тензорезисторный динамометр, конструкция которого обеспечивает разгрузку упругого элемента от нормальной составляющей усилия резания P_y , воспринимаемой подвижной осью. Таким образом, часть упругого элемента, на которой размещены тензодатчики деформации, сжатию не подвергается, а испытывает лишь деформацию изгиба от воздействия составляющей P_z , что исключает взаимовлияние сил микрорезания. Преобразование и регистрация деформаций упругого элемента, воспринимаемых тензорезисторами ПКП 10-100, осуществляется при помощи тензоусилителя модели ТА-5 и светолучевого осциллографа Н-117.

Для нахождения зависимости глубины внедрения зерен от прилагаемого усилия в условиях, по возможности соответствующих реальным, при упругой схеме взаимодействия зерна и твердого сплава была смонтирована специальная установка на базе алмазно-расточного станка BWFM - 2116 (рис. 3.2). Твердосплавные кольца с помощью специальной оправки закреплялись в шпинделе станка. На специальной стойке, которая крепится в резцедержателе поперечного суппорта, устанавливается нагружающее устройство микротвердомера ПМТ-3. При включенной рабочей подаче суппорта с помощью рукоятки нагружателя индентор с закрепленным алмазным зерном под действием нормальной нагрузки плавно опускается на поверхность вращающегося твердосплавного кольца. Скорость микроре-

ния составляет $V = -15$ м/с. Эксперименты проводились при нагрузках 0,2Н; 0,3Н; 0,4Н; 0,5Н; 0,7Н; поверхность кольца ($\varnothing 80$ мм) перед каждым опытом перешлифовывалась на месте, затем доводилась с помощью алмазной пасты; глубина рисок - царапин оценивалась по аналогии с предыдущим. Были использованы алмазные зерна АС6 100/80; 50/40 и 160/125; результат оценивался по 10 опытам для каждой нагрузки.

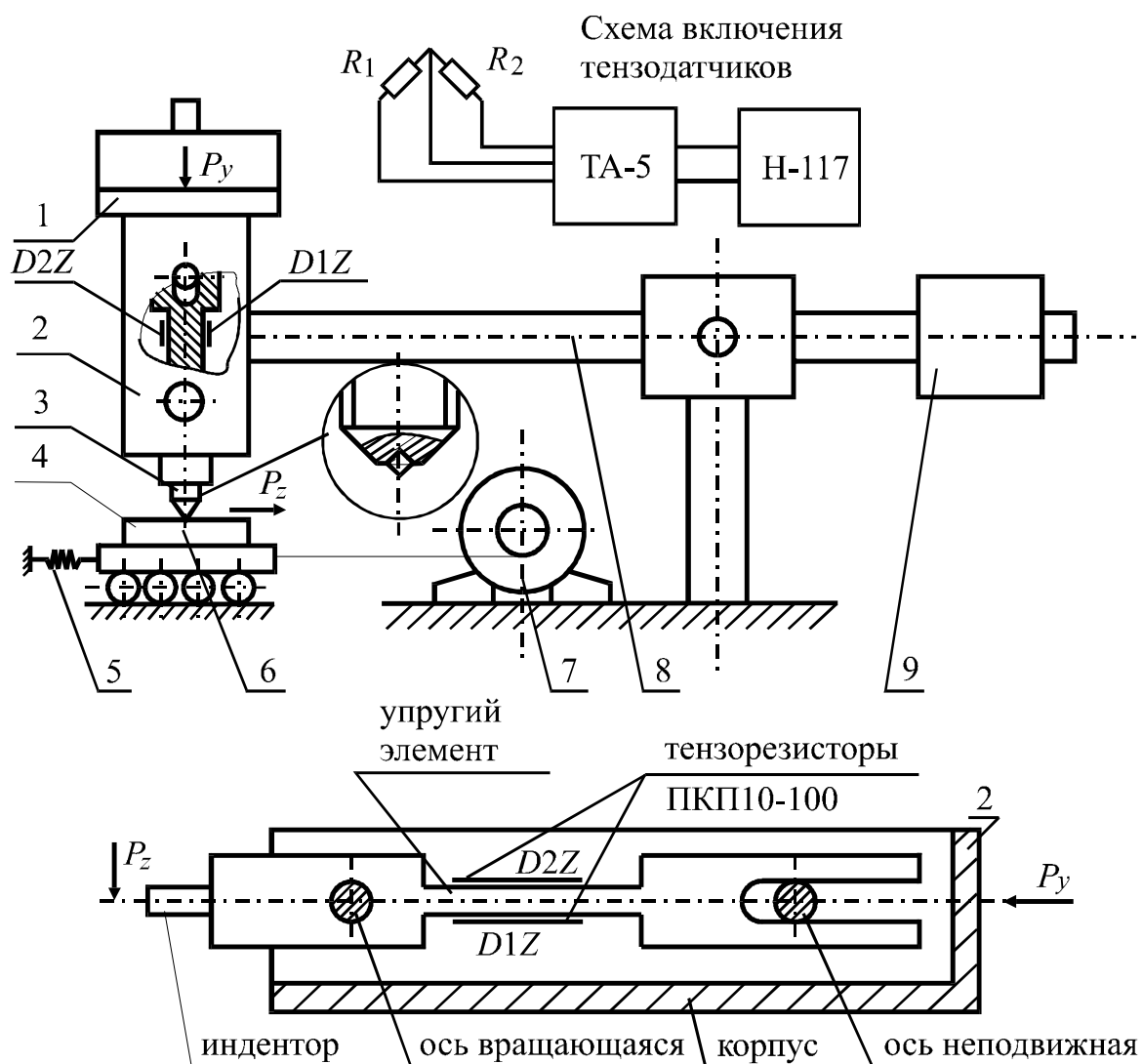


Рис. 3.1. Схема установки для микрорезания при небольших скоростях

Для измерения усилий микрорезания, изучения условных напряжений и коэффициентов шлифования на реальных скоростях был изготовлен специальный динамометр. Оценка микроусилий при взаимодействии ал-

мазных зерен с материалом на больших скоростях может быть произведена с помощью полупроводниковых тензодатчиков [32, 48, 56]; они позволяют обеспечить необходимую полосу частот и линейность амплитудно-частотной характеристики преобразования деформаций в электрический сигнал. При изготовлении динамометра использовались тензодатчики типа КТД-2А, имеющие следующие характеристики: база датчика $B = 2,0 \times 10^{-3}$ м, порог чувствительности $u_{min} = 5 \times 10^{-6}$ В, сопротивление датчика $R_D = 100$ Ом, максимальный ток $I_{D_{max}} = 25 \times 10^{-3}$ А, коэффициент тензочувствительности $s = 140$. Чувствительность тензодатчика к деформации может быть вычислена по формуле [48]

$$s_{V_{max}} = I_{D_{max}} R_D s, \quad (3.6)$$

где $s_{V_{max}}$ – максимальная чувствительность по напряжению, В. Умножив обе части равенства на ε получаем:

$$\varepsilon s_{V_{max}} = \varepsilon I_{D_{max}} R_D s,$$

где ε – относительная деформация. Учитывая, что $\varepsilon s_{V_{max}} = u$, где u – напряжение на входе усилителя сигналов с датчика, $\varepsilon = \Delta l / b$, где Δl – абсолютная деформация, получим

$$\Delta l = u b / I_{D_{max}} R_D s$$

или

$$\Delta l_{min} = u_{min} b / I_{D_{max}} R_D s, \quad (3.7)$$

где Δl_{min} – минимальная деформация, регистрируемая аппаратурой. Расчет минимальной величины деформации, фиксируемой датчиком с приведенными характеристиками, показал, что $\Delta l_{min} = 2,9 \cdot 10^{-11}$. Значит, деформации $\Delta l > 2,9 \cdot 10^{-11}$ м будут регистрироваться аппаратурой.

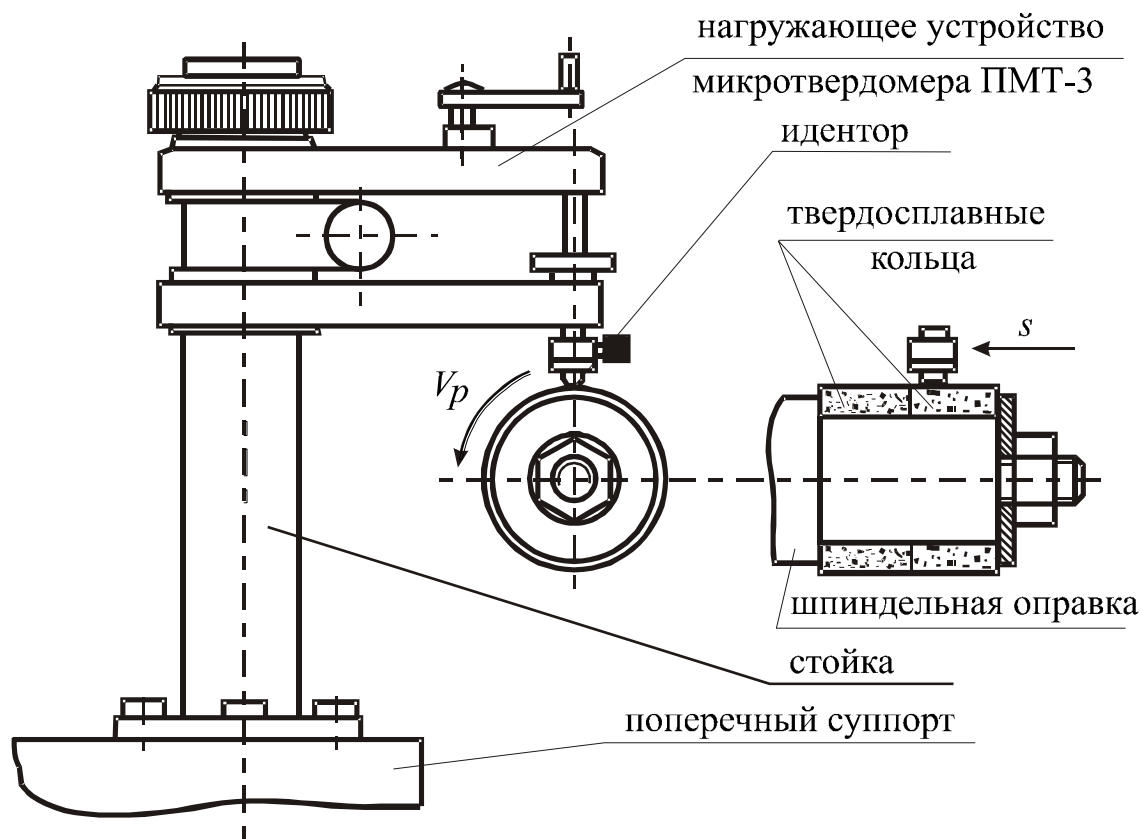
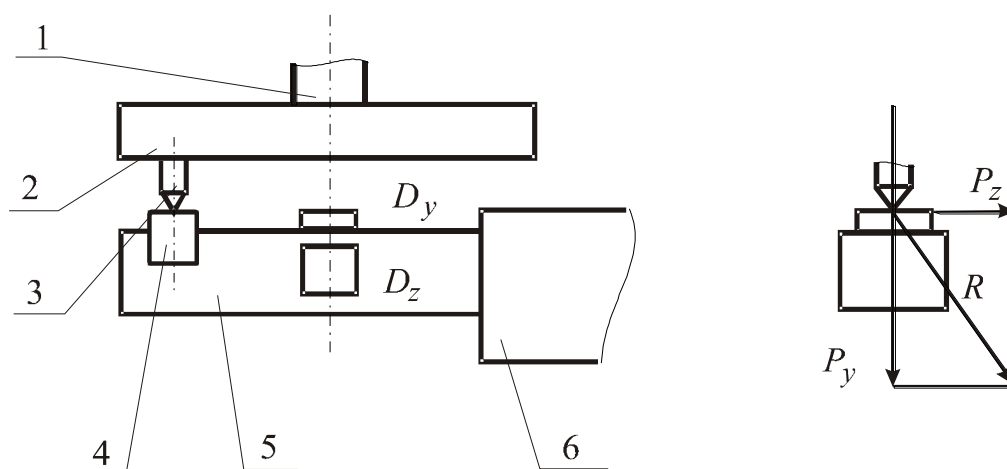


Рис. 3.2. Схема установки для микрорезания при упругом взаимодействии зерна с материалом

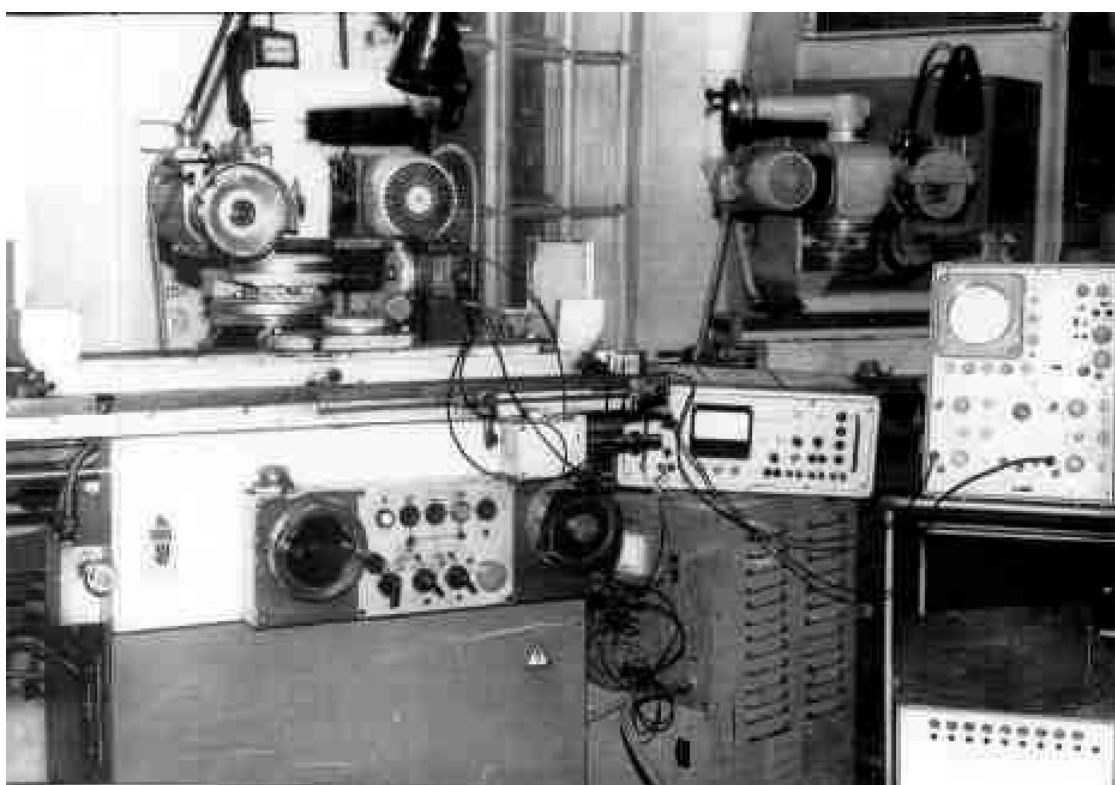
Схема измерений показана на рис. 3.3. Упругий элемент в виде балки квадратного сечения (5) закреплялся одним концом в приспособлении (6) на столе станка ЗД642Е. На противоположном свободном конце балки крепился образец (4), поверхность которого подвергалась микрорезанию.

На оправке (1) в шпинделе станка устанавливался, диск, в котором с помощью резьбового отверстия закреплялся индентор (3) с алмазным зерном.

При микрорезании под действием составляющих сил тангенциальной P_z и нормальной P_y происходит отклонение балки в двух направлениях. Деформации от силы P_z и P_y воспринимаются соответственно датчиками D_z и D_y , которые расположены на расстоянии 100 мм от образца.



а



б

Рис. 3.3. Схема и установка для измерения усилий микрорезания:
а – схема измерения сил; б – общий вид установки

Система измерения включает в себя 8-канальную тензометрическую станцию, разработанную в институте проблем машиностроения АН УССР, калибровочную балку с наклеенными тензорезисторами типа КТД-2А и двухлучевой запоминающий осциллограф С8-2.

В мостовой схема включения датчиков в одном плече установлен измерительный датчик, во втором – датчик калибровочной балки; балансировка моста производилась с помощью балансирующих резисторов. Мост питается синусоидальным напряжением частотой 2 мГц, что позволяло обеспечить достаточно широкую полосу пропускания.

При деформации балки с датчиком напряжение разбаланса моста поступает на усилитель, с входа которого подается на демодулятор, а затем на низкочастотный фильтр, с которого поступает на вход осциллографа. Схемы всех измерительных каналов одинаковы; в данном случае используются два канала измерения, выходы которых подключаются на два входа осциллографа. Калибровка датчиков и измерительных каналов аппаратуры производилась с помощью нагружающего устройства, в котором нагружается калибровочная балка до определенного прогиба, а по амплитуде калибровочных импульсов на экране осциллографа устанавливается соответствие их деформации датчика.

Кроме статической выполнялась и динамическая тарировка динамометра сбрасыванием стального шарика на твердосплавную пластину, закрепленную в тензобалке. Определение усилия микрорезания осуществлялось с помощью расчетной и экспериментальной тарировочных кривых. Был произведен теоретический расчет изменения усилия удара во времени для различной высоты сбрасывания шарика, который сравнивался с импульсом, регистрируемым на экране осциллографа.

В качестве расчетной принята схема удара шарика по полупространству (балка) без учета колебаний самой балки [176]. Уравнение, описывающее удар по принятой схеме имеет следующий вид:

$$(2gH)^{1/2}t - \frac{1}{M} \int_0^t \left(\int_0^{t_1} P dt_1 \right) dt = kP^{2/3}, \quad (3.8)$$

где P – усилие удара; H – высота сброса шарика; M – масса шарика;

$$k = \sqrt{\frac{9(Q_1 + Q_2)}{256r}}, \quad Q_1 = \frac{4(1 - \sigma_1^2)}{E_1}; \quad Q_2 = \frac{4(1 - \sigma_2^2)}{E_2};$$

r – радиус шарика; σ_1 – коэффициент Пуассона материала шарика; E_1 – модуль упругости материала шарика; σ_2 – коэффициент Пуассона тела динамометра; E_2 – модуль упругости тела динамометра. Соударяемые материалы: сталь ШХ15 ($E_1 = 2,1 \cdot 10^6$ кг/см², $\sigma_1 = 0,3$) и твердый сплав Т15К6 ($E_2 = 5,4 \cdot 10^6$ кг/см², $\sigma_2 = 0,15$) [86]. Радиус падающего шарика $r = 2,02$ мм, интервал времени $\Delta t = 2,26$ мкс. Расчет усилия P в функции времени производился на ЭВМ и продолжался до тех пор, пока значение P не станет меньше нуля.

Для различной расчетной высоты сброса $H_{сб}$ построена теоретическая тарировочная кривая (рис. 3.4, а). Экспериментальная зависимость была получена при сбрасывании шарика на тензометрическую балку и регистрации амплитуды сигнала l_0 на экране осциллографа в зависимости от высоты сброса шарика $H_{сб}$ (рис. 3.4, б). Результаты расчета представлены на рис. 3.5.

На рис. 3.6 приведена осциллограмма, полученная при микрорезании безвольфрамового твердого сплава ТН20 с толщиной среза $z = 4$ мкм, на которой отчетливо видны амплитуды сигналов от составляющих усилий резания P_z и P_y . Так как условия преобразования составляющих усилий P_z и P_y в деформацию сторон балки с датчиками одинаковы (балка имеет квадратное сечение), то появляется возможность непосредственно по осциллограммам устанавливать соотношение сил микрорезания и значения,

например, коэффициентов шлифования $K_{ш}$, для чего следует разделить амплитуду сигнала для силы P_z на амплитуду сигнала для силы P_y .

На тарифовочных графиках показан пример определения усилия микрорезания P_y для приведенной осциллограммы. Для амплитуды импульса $l_0 = 26,5$ находится соответствующая высота сброса шарика $H_{сб}$, затем по этой высоте отыскивается расчетное усилие P_y .

Для оценки динамической прочности алмазных зерен различных марок была разработана специальная методика. Прежде всего следует отметить, что для определения прочности алмазных порошков в настоящее время существует ряд методик (рис. 3.7, а, б, в, г, д) [124, 177, 218]. По характеру приложения нагрузок, их условно можно отнести к статическим и динамическим. К статическим методикам относится широко применяемый, общепринятый в алмазно-абразивной промышленности метод определения разрушающей нагрузки при одноосном сжатии, при этом момент разрушения фиксируется с помощью микроскопа (см. рис. 3.7, а); к динамическим – остальные методы, характеризующиеся ограничением временем приложения нагрузки к зерну (см. рис. 3.7, б, в, г, д). Оценка прочности производится по разрушающей нагрузке, либо в относительных единицах, характеризующих соотношение разрушенных и неразрушенных зерен (фирмы «Комацу» и «Де-Бирц»).

Указанные методы имеют общий недостаток, заключающийся в несоответствии схемы нагружения зерна при испытаниях и в реальных условиях его работы в круге. Понятно, что по условиям контакта зерна с материалом при любой схеме шлифования его режущие кромки подвергаются более сложному воздействию, чем при одноосном сжатии; кроме того, время контакта зерна с обрабатываемой поверхностью значительно меньше времени приложения нагрузки в отмеченных схемах испытаний.

Следовательно, результаты испытаний не позволяют достоверно характеризовать прочность зерен, как режущих элементов, они дают лишь относительную оценку.

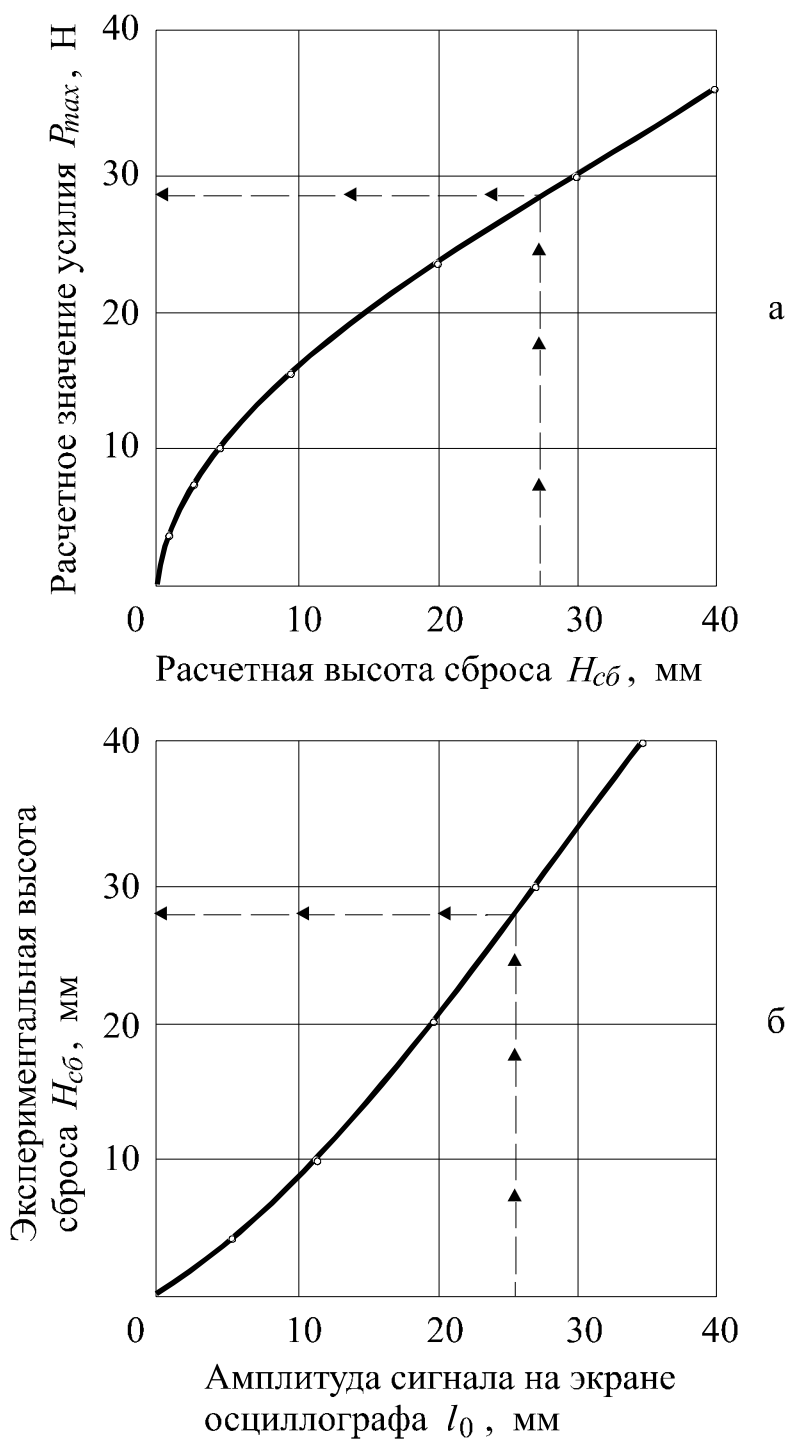


Рис. 3.4. Тарировочные графики

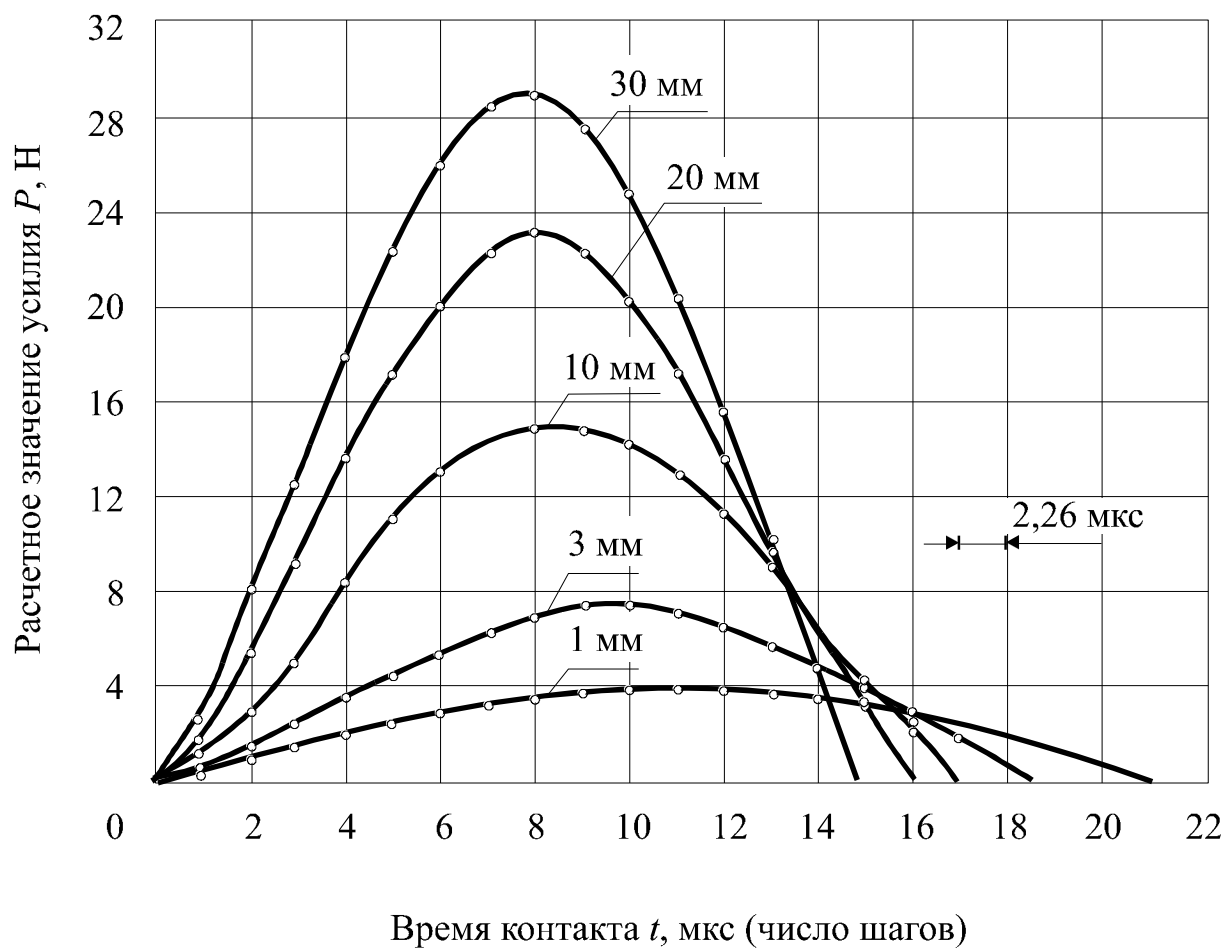


Рис. 3.5. Результаты расчета изменения усилия удара

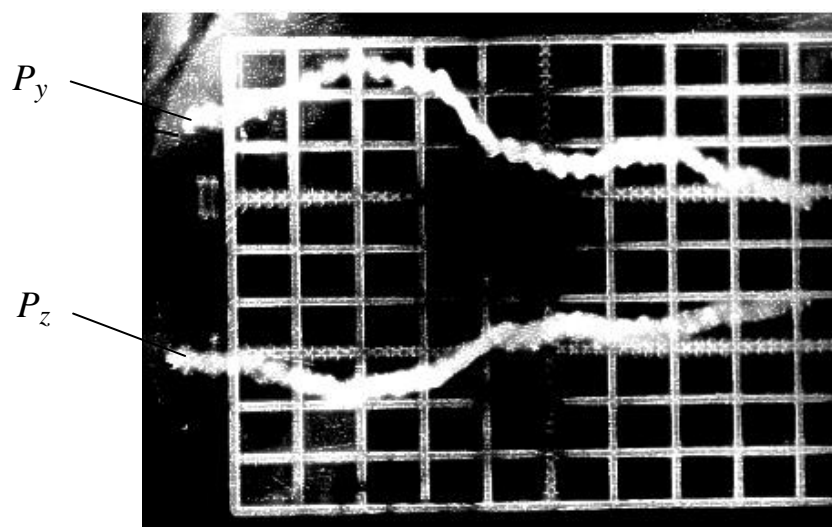


Рис. 3.6. Осциллограммы составляющих усилий микрорезания:

$z = 4$ мкм; $V = 20$ м/с; материал – ТН20

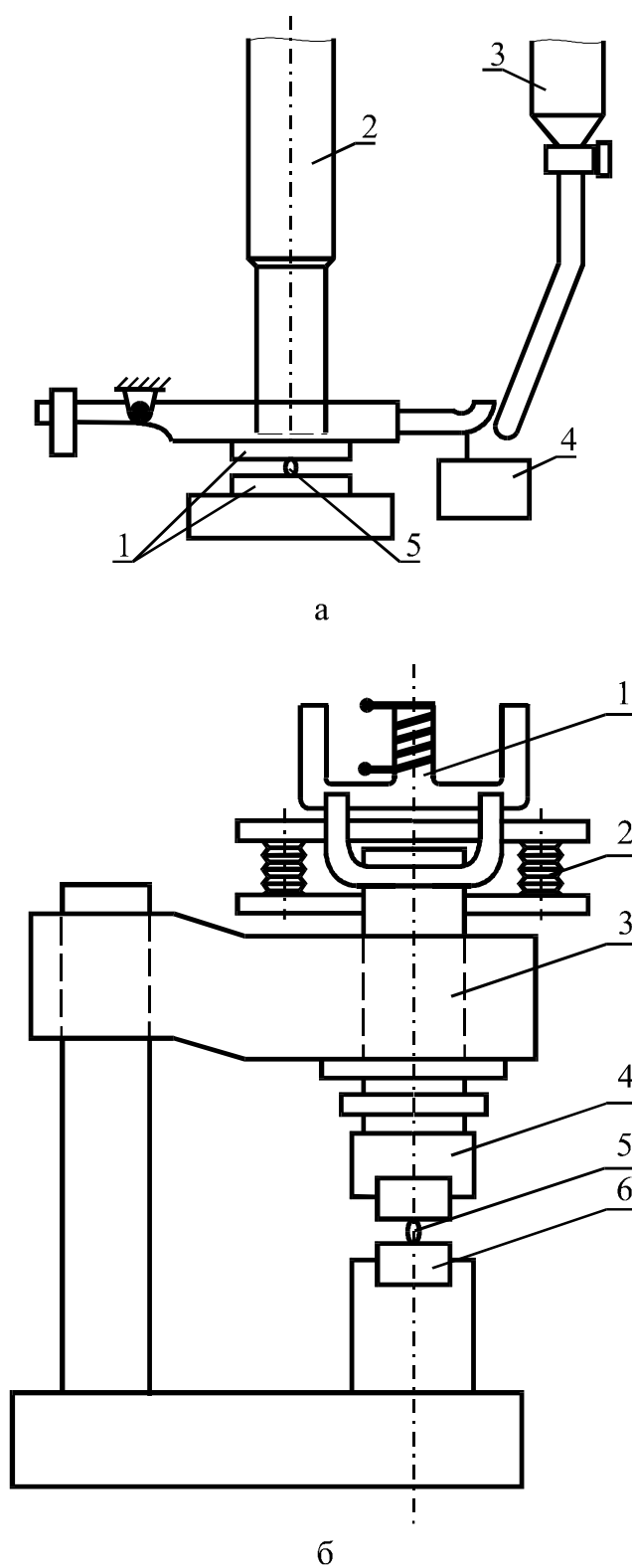


Рис. 3.7. Схемы испытания алмазных порошков:
 а) 1 – корундовые пластины, 2 – микроскоп, 3 – емкость с дробью, 4 – сосуд, 5 – зерно [124];
 б) 1 – электромагнит, 2 – направляющие, 3 – стержень, 4 – динамометр, 5 – зерно, 6 – индуктивный датчик [176]

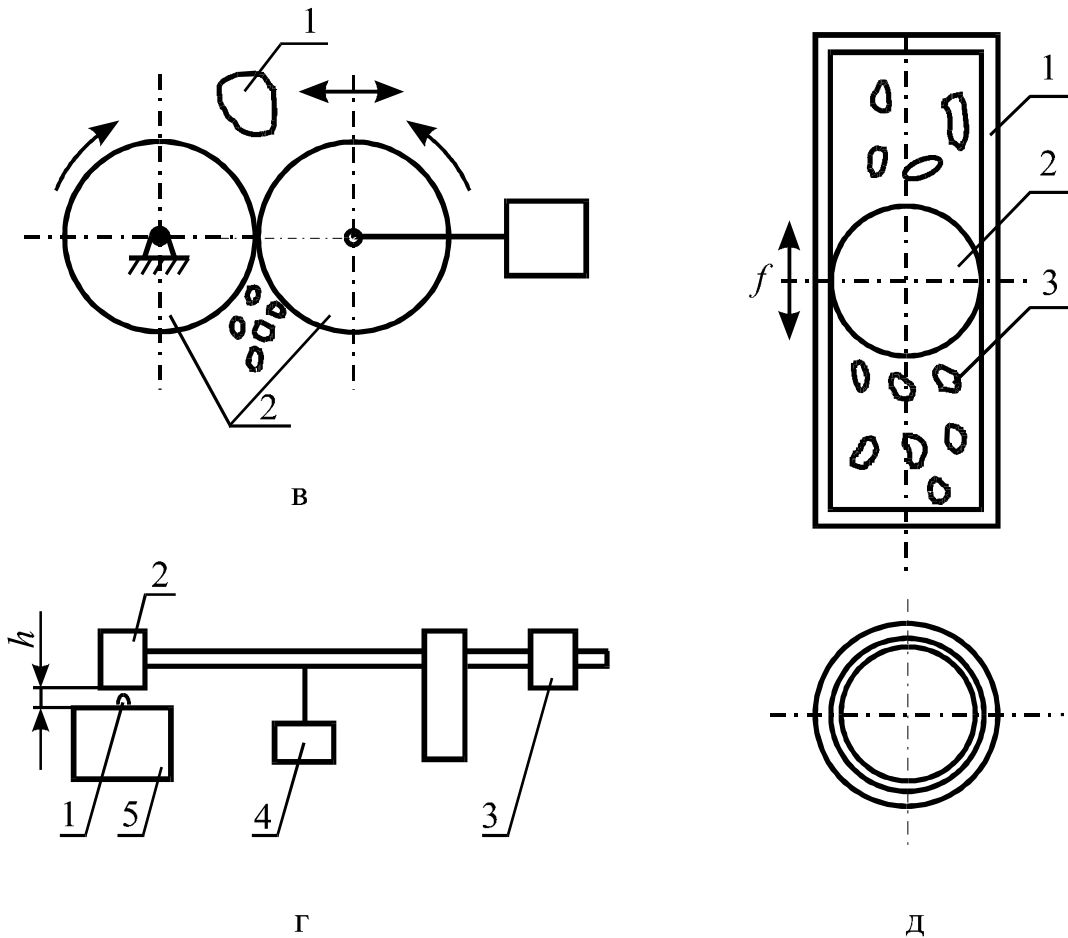


Рис. 3.7. Схемы испытания алмазных порошков: (продолжение)

в) 1 – зерно, 2 – ролики (Е. С. Вискман); г) 1 – зерно, 2 – молоток, 3 – противовес, 4 – груз, 5 – наковальня (фирма «Комацу»); д) 1 – цилиндр, 2 – шарик, 3 – зерно (фирма «Де-Бирц»), $f = 2400$ кал/мин

Воспроизвести условия нагружения зерна, соответствующие реальным условиям его работы в шлифовальном круге, можно при резании-царапании единичным зерном; при этом задача определения прочности состоит в фиксировании момента разрушения и количественной оценке разрушающей нагрузки, которая выражается в усилии, воздействующем на зерно в момент его разрушения.

Методика испытаний, при которых усилия резания измеряются при больших относительных скоростях перемещения зерна и обрабатываемой

поверхности, но взаимодействие между ними характеризуется непрерывным контактом, а не периодическим, кратковременным, присущим реальному процессу, не могут быть приемлемы [16, 133].

Учитывая кратковременность процесса микрорезания и имея в виду, что для качественного измерения разрушающей нагрузки период собственных колебаний измерителя должен быть на порядок меньше времени измеряемого процесса, была произведена оценка возможности применения датчиков сопротивления, наклеиваемых на упругий элемент.

Время контакта зерна с обрабатываемой поверхностью определяется схемой резания (рис. 3.8).

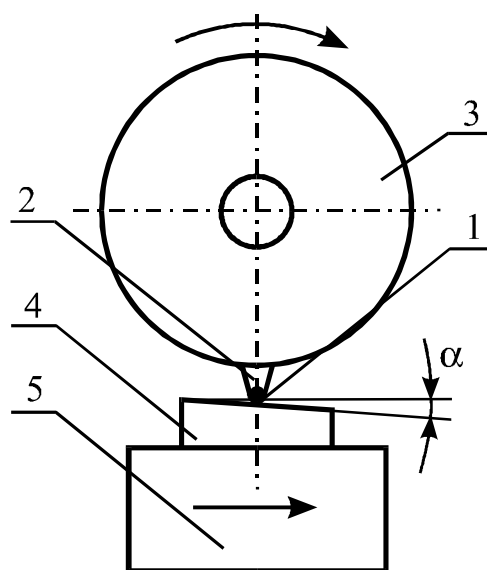


Рис. 3.8. Схема микрорезания

Алмазное зерно 1 наклеивалось на торец резьбовой оправки 2, которая заворачивалась в диск 3. Эксперименты проводились на плоскошлифовальном станке ЗГ71, на шпиндель которого устанавливался диск (частота вращения – 3000 об/мин; диаметр траектории вращения зерна – 150 мм). Риски-царапины наносятся на поверхность образца 4, которая устанавливалась под углом α к направлению продольной подачи. Следовательно,

микрорезание осуществлялось с нарастающей глубиной, а значит и нагрузкой. По заданной продольной подаче и измеренной в каждом конкретном случае глубиной микрорезания, при которой происходил излом зерен, рассчитывалась длина пути и соответственно время контакта. Рассчитанное время контакта колеблется в пределах 20 – 50 мкс, а период собственных колебаний измерителя, который должен быть, как уже отмечалось, на порядок меньше, составляет: $T = \frac{20}{10} = 2$ мкс. Значит, частота собственных колебаний измерителя разрушающей нагрузки (усилия) должна быть равна $\nu = 5 \cdot 10^5$ Гц.

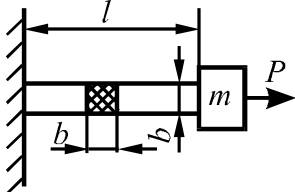
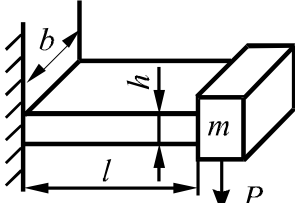
Исходя из требований к частоте собственных колебаний измерителя, были рассчитаны размеры упругого элемента, преобразующего усилия в деформации. Масса колеблющегося элемента была принята, исходя из минимально возможного размера образца, например, для куба из твердого сплава Т15К6 с размером грани 5 мм она составляет: $m = 1,5$ г.

Результаты расчета для двух примерных схем упругой системы сведены в табл. 3.1; их анализ показывает, что обеспечение высокой жесткости колебательной системы для достижения необходимой частоты собственных колебаний возможно при больших линейных размерах упругих элементов. В свою очередь, это приводит к существенному увеличению колеблющейся массы, уже отличающейся от принятой при расчетах. В связи с этим возникает необходимость пересчитать частоту собственных колебаний с учетом массы и принятых конструктивных размеров упругих элементов; увеличение колеблющейся массы вызовет необходимость повышения жесткости, т.е. вновь к росту размеров. Это, в конечном итоге, определит систему, в которой размеры упругих элементов будут значительно превосходить размеры образца, что приведет практически к отсутствию деформации при возникновении разрушающей зерно нагрузки в

процессе микрорезания. Следовательно, конструктивными решениями практически невозможно получить систему с требуемой частотой собственных колебаний, так как зафиксировать силовое воздействие продолжительностью 20 – 50 мкс преобразованием упругих деформаций не представляется возможным. Таким образом, возникает необходимость принципиально нового подхода к созданию измерителя. В качестве источника энергии, возбуждающего датчик усилий, должна быть волна упругих деформаций, распространяющаяся в каком-то сплошном полупространстве при отсутствии колебаний самого полупространства. Измеритель усилия должен представлять собой массивное тело, к которому присоединен датчик, реагирующий на волну упругих деформаций, распространяющуюся в нем. Известны два типа датчиков, реагирующих на напряжения, возникающие в теле измерителя в результате распространения волн упругих колебаний – пьезоэлектрические и магнитоупругие.

Таблица 3.1

Расчет размеров упругих элементов силоизмерителя

№ п/п	Упругая система	Формула для определения частоты собственных колебаний	Выбранные постоянные параметры	Вычисляемый параметр	Результаты расчета
1		$\nu = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{Eb^2}{lm}}$	$E = 2 \cdot 10^{11} \text{ Па}$ $l = 0,02 \text{ м}$ $m = 1,5 \text{ г}$ $\nu = 2 \cdot 10^5 \text{ Гц}$	b	$b = 0,038 \text{ м}$
2		$\nu = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{3Ebh^3}{12l^3m}}$	$E = 2 \cdot 10^{11} \text{ Па}$ $l = 0,01 \text{ м}$ $m = 1,5 \text{ г}$ $\nu = 5 \cdot 10^5 \text{ Гц}$ $h = 0,005 \text{ м}$	b	$b = 2,4 \text{ м}$
E – модуль упругости; ν – частота собственных колебаний; m – масса; P – приложенная сила					

В литературе встречается описание применения для измерения усилий, приводящих к разрушению зерна, только пьезоэлектрических датчиков [54]. Но, к сожалению, мало данных о конструкции динамометра, и совершенно нет информации об их тарировании, что для кратковременных процессов и указанных датчиков весьма существенно.

При выборе способа измерений нами было отдано предпочтение магнитоупругим датчикам, так как пьезоэлектрические имеют ряд недостатков.

1. Заряд на гранях пьезокристалла или поляризованной пьезо-керамики быстро стекает, поэтому время приложения тарировочного импульса должно соответствовать времени приложения измеряемой нагрузки. В противном случае величина стекания заряда при измерении и тарировке будет различной, что приведет к значительным погрешностям; кроме того, учитывая, что время контакта зерна с материалом при различных условиях взаимодействия неодинаково, эта погрешность будет различной.

2. Для уменьшения стекания заряда обычно стремятся увеличить внутреннее сопротивление датчика с выводами, и в ряде случаев оно становится сопоставимым с входным сопротивлением осциллографа, что способствует выделению на нем всех внешних помех. Это вынуждает снижать их уровень, что усложняет работу с пьезодатчиками.

3. Пьезодатчики недолговечны, изменение их свойств происходит в связи с нарушением контакта между датчиками (кристаллом или керамикой) и электродом (слоем серебра).

Магнитоупругие датчики не имеют отмеченных недостатков. Наиболее чувствительными магнитоупругими датчиками являются ферриты марки НМ-2000. Кольца из этого материала использовались в качестве датчика. К жесткому телу 2 измерителя из твердого сплава Т15К6 (рис. 3.9) приклеено магнитоупругое кольцо 1, обмотки которого включены в контур

высокочастотного генератора, работающего синфазно с таким же генератором. В момент приложения ударной нагрузки к поверхности A в теле измерителя распространяется волна упругих деформаций, которая захватывает жестко скрепленное с ним кольцо 1, вызывая изменение его магнитной проницаемости. Вследствие этого происходит сдвиг по фазе между токами в генераторах, который воспринимается фазовым детектором, преобразуется в сигнал и регистрируется электронным осциллографом.

Для того чтобы отраженная волна не исказила величину или форму измеряемого импульса, она должна либо полностью потерять свою энергию при возвращении, либо время приложения усилия должно быть меньше времени возвращения отраженной волны. Анализ импульсов усилия микрорезания, получаемых на экране осциллографа, показал, что энергия отраженной волны рассеивается, не достигая датчика и, тем более, зоны резания. Это подтверждается формой импульсов усилия резания, свободных от искажений в результате наложения отраженной волны. Более детальное описание измерителя, с анализом расстояния от места приложения нагрузки до зоны отражения, опубликовано нами ранее [129].

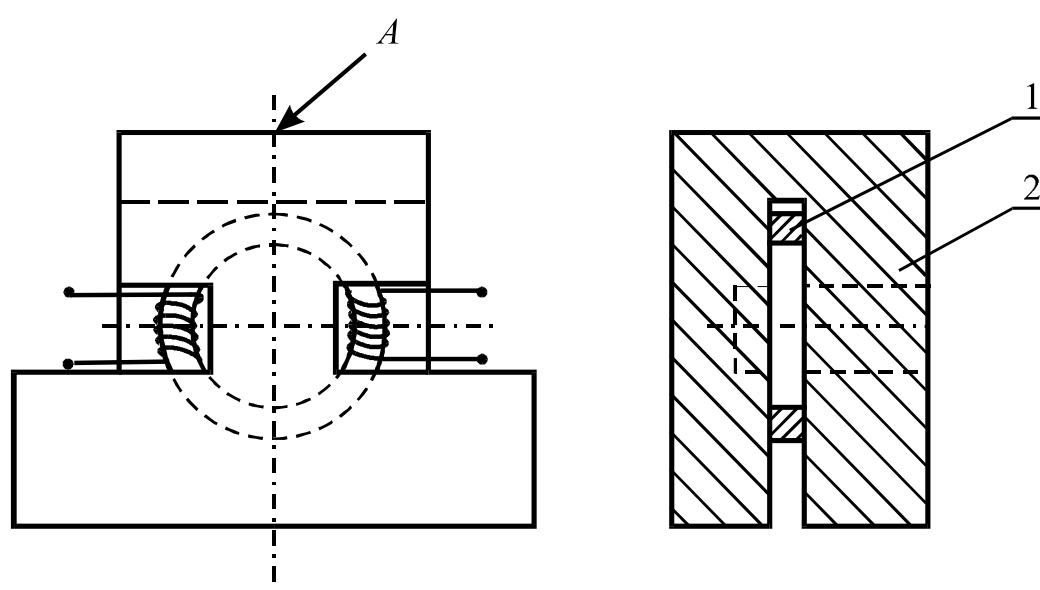


Рис. 3.9. Схема измерителя усилий разрушения зерен

Для синхронизации момента резания зерном с работой генератора развертки осциллографа были изготовлены специальный датчик синхронизации и усилитель (рис. 3.10). На диске 1 с закрепленной оправкой и алмазным зерном сделан паз, в котором закреплен постоянный магнит 2. При вращении диска магнит проходит между обмотками 3 индуктивного датчика. Обмотки выполнены на магнитоупругом кольце 4 из феррита НМ-2000; кольцо имеет прорезь, в которой перемещается диск. Когда магнит 2 проходит через прорезь кольца 4, возбуждаемая в его обмотках ЭДС открывает триггер Шмидта, и запуск развертки осциллографа в ждущем режиме работы его генератора происходит от источника постоянного тока, которым питается схема усилителя синхронизации.

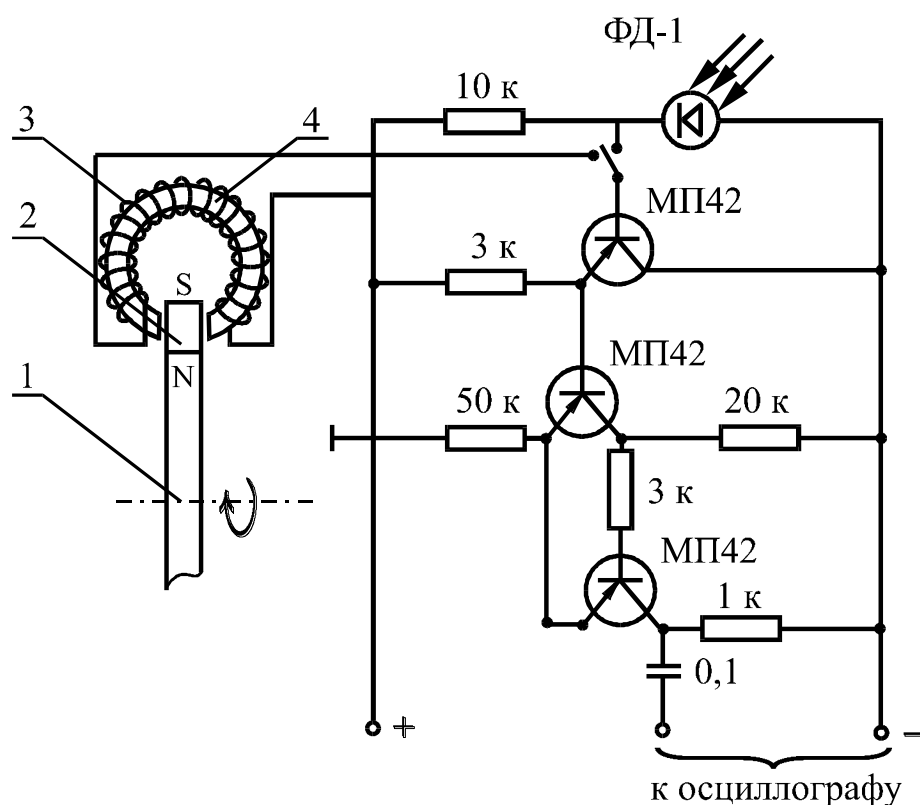


Рис. 3.10. Схема синхронизации

Общий вид установки для измерения усилия разрушения зерна показан на рис. 3.11.

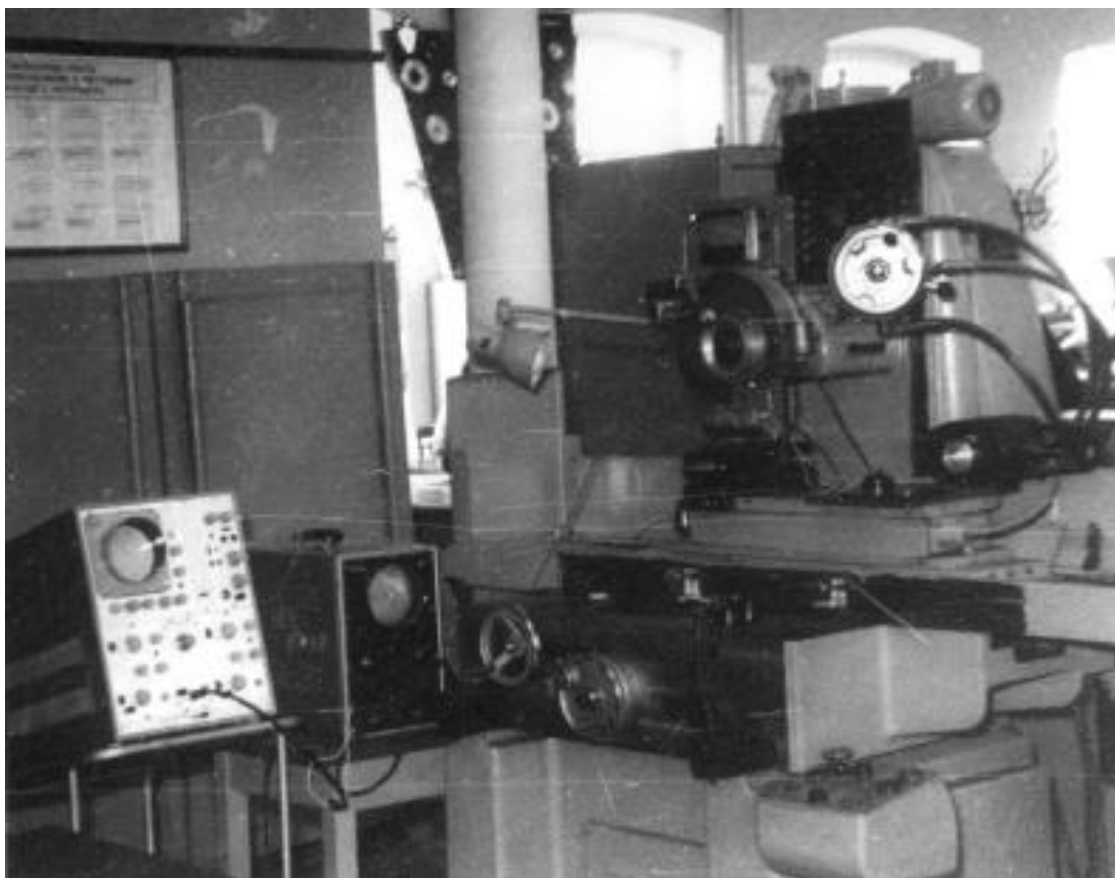


Рис. 3.11. Общий вид установки для измерения усилий разрушения зерна

Порядок проведения экспериментов состоит в следующем. Измеритель устанавливается на подвижном столике так, чтобы верхняя его плоскость находилась под углом к направлению продольной подачи. Процесс микрорезания осуществляется с нарастающей глубиной. Импульсы усилия резания, регистрируемые на экране осциллографа, накладываются друг на друга, так как они синхронизированы с генератором развертки. По мере нарастания нагрузки на режущие кромки зерна, амплитуда импульса растет. В момент излома зерна она резко падает. Регистрируемая величина максимальной амплитуды импульса до излома зерна и есть значение разрушающей нагрузки в миллиметрах амплитуды импульса.

Для достоверной оценки результатов описанной схемы испытаний важное значение имеет характер приложения тарировочного усилия. Поскольку датчик в силоизмерителе реагирует на распространяющуюся волну упругих деформаций, то тарировку необходимо произвести с помощью удара. Схема тарировки показана на рис. 3.12. Подвешенный на тонкой нити 2 шарик 1, падая с высоты H производил удар по поверхности A измерителя 3. Для регистрации однократного ударного импульса шариком, который длится микросекунды, применялся осциллограф CI-42 с памятью; он позволяет сохранить изображение однократного импульса в течение одной минуты. В процессе тарировки необходимо было синхронизировать момент удара шариком и запуск однократной развертки. В процессе падения шарик пересекает луч света, направленный от осветителя 5 на фотодатчик 4 (ФД-1), который подключен к схеме усилителя синхронизации (см. рис. 3.10) и управляет через нее запуском однократной развертки осциллографа. Синхронизация удара с запуском развертки обеспечивается подбором расстояния L между лучом света и плоскостью, с которой контактирует шарик в момент удара.

Следует заметить, что волна упругих деформаций, распространяясь по телу измерителя без колебаний самого измерителя, не дает возможности выделить энергию волны, пропорциональную соответствующим отдельным составляющим P_y и P_z . Поэтому расположение чувствительного элемента, т.е. магнитоупругого датчика, в измерителе должно быть таким, чтобы он реагировал на мощность волны независимо от направления силы (в определенном диапазоне), вызвавшей ее. Диапазон изменения направления усилия резания единичным зерном определен, исходя из соотношения составляющих, по литературным данным, а также по результатам наших экспериментов. Анализ различных вариантов магнитоупругих измерителей позволил подобрать такую конструкцию, которая независимо от угла при-

ложения одинакового усилия в установленных пределах $55^\circ - 90^\circ$, обеспечивает равную амплитуду импульса, регистрируемого осциллографом, т.е. позволяет регистрировать модуль результирующей разрушающей нагрузки.

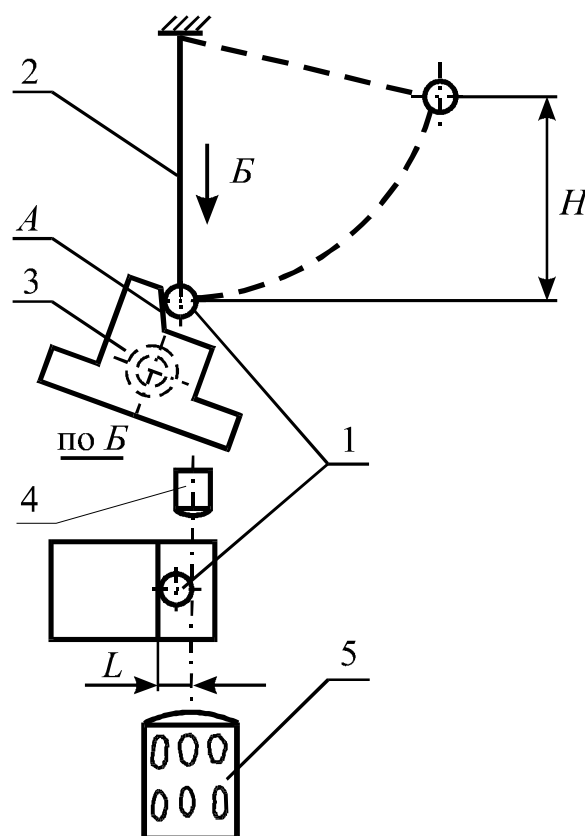
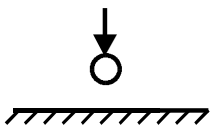
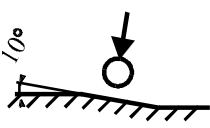
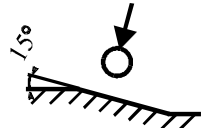
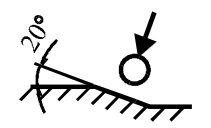
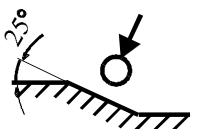
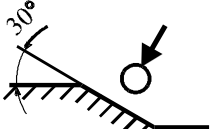
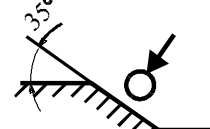


Рис. 3.12. Схема тарирования

Приложение равных по модулю усилий обеспечивалось при помощи шарика, падающего с постоянной высоты, но под различными углами. Разные направления удара создавались шлифованием наклонных площадок под различными углами к поверхности силоизмерителя, и установкой его таким образом, чтобы подготовленная площадка располагалась перпендикулярно направлению удара (см. рис. 3.12, табл. 3.2). Поскольку амплитуда импульсов ударов изменяется весьма незначительно, можно сделать вывод, что силоизмеритель реагирует на модуль усилия удара независимо от его направления в интервале $55^\circ - 90^\circ$.

Таблица 3.2

Влияние направления удара на амплитуду импульса

Схема приложения нагрузки				
Амплитуда импульса на осциллографе, мм	7	6,5	7	6,7
Схема приложения нагрузки				
Амплитуда импульса на осциллографе, мм	7	7	6,8	

Для расчета усилия удара при тарировании обычно применяется теорема импульсов [175]

$$S_y = P_{max} T_{cp} = (1 + k) m V_y, \quad (3.9)$$

где S_y – модуль ударного импульса; P_{max} – максимальное усилие удара; T_{cp} – средняя продолжительность удара; m – масса ударяющего тела; V_y – скорость удара; $k = \sqrt{\frac{H_1}{H_2}}$ (при этом H_1 – высота падения ударяющего тела, H_2 – высота отскока).

Если осциллограф регистрирует неискаженный импульс удара, то

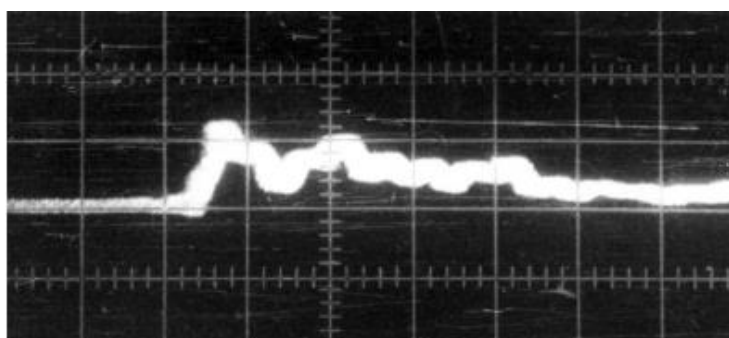
$$S_y = c \int_0^T P(t) dt = P_{max} T_{cp},$$

где c – длительность развертки, сек/см.

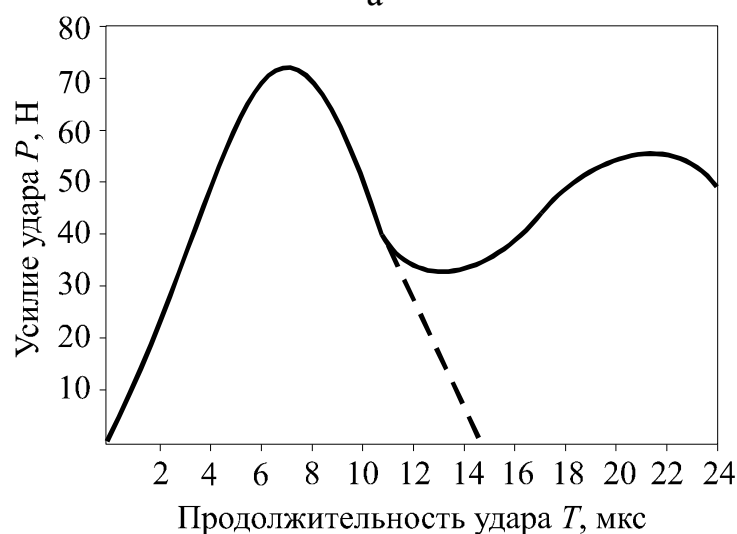
Отсюда

$$T_{cp} = \frac{c \int_0^T P(t) dt}{P_{max}}.$$

Регистрируемый импульс удара (процесс тарировки), представленный на фото (рис. 3.13, а), и увеличенный (рис. 3.13, б) показывает, что форму импульса можно принять за равнобедренный треугольник, высота которого P_{max} . На второй фазе удара (отскока) регистрируемый импульс (ниспадающая ветвь) несколько искажается, по-видимому, из-за наложения каких-то отраженных волн. Вместе с тем, эту ветвь можно экстраполировать (пунктирная линия) без учета искажений и оценить продолжительность импульса.



а



б

Рис. 3.13. Регистрируемый удар импульса

Таким образом, если принять форму импульса за равнобедренный треугольник, высота которого равна P_{max} , то можно записать:

$$c \int_0^T P(t) dt = \frac{cTP_{max}}{2}.$$

Следовательно, $T_{cp} = \frac{T}{2}$. И окончательно

$$P_{max} = \frac{2(1+k)m\sqrt{2gH_1}}{T}.$$

Полученное выражение применялось для тарировки измерителя. Значение коэффициента k , учитывающего свойства ударяемых тел шарика и поверхности измерителя (твердый сплав Т15К6) определялось экспериментально при многократном бросании шарика с высоты H_1 и замеров высоты откоса H_2 . Получено значение – $k = 0,909$. С учетом этого формула для P_{max} упростится:

$$P_{max} = \frac{3,818m\sqrt{2gH_1}}{T}. \quad (3.10)$$

Исходные данные и результаты тарировки представлены в табл. 3.3. Тарировочный график приведен на рис. 3.14.

Таблица 3.3

Значения тарировочных данных

Масса шарика m , г	Высота падения H_1 , см	Время удара T , мкс	Амплитуда им- пульса на экране осциллографа, мм	Расчетное значение P_{max} , Н
0,112	5	11,0	5,1	38,5
0,112	10	10,5	8,8	57,0
0,112	15	10,5	10,4	69,8
0,27	5	14,5	9,8	70,4
0,27	10	13,5	16,0	106,0
0,27	15	13,0	19,8	135,9

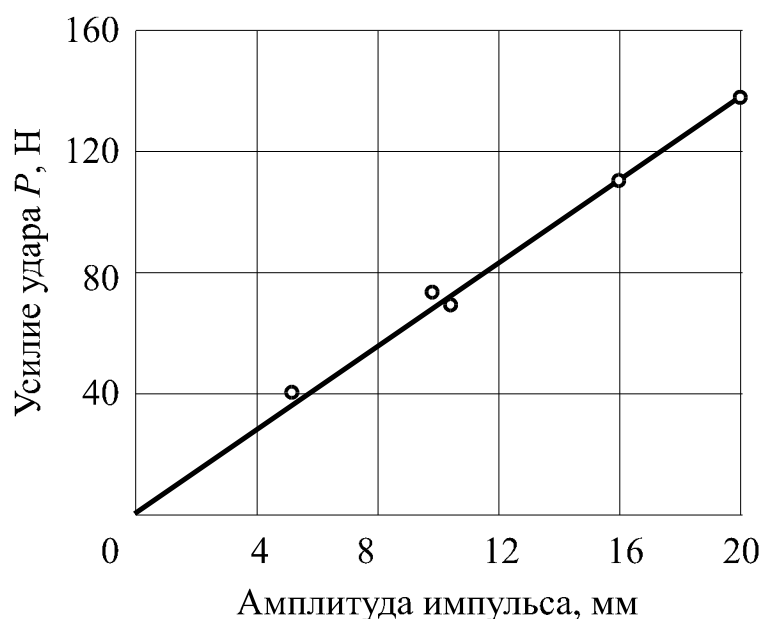


Рис. 3.14. Тарировочный график

3.2. Особенности микрорезания различных материалов

Развитость режущей поверхности зерен оказывает существенное влияние на их поведение в процессе шлифования. Поэтому много работ посвящено линейно-геометрическим измерениям параметров зерен в проходящем свете обычных оптических микроскопов, по микрофотографиям, либо с помощью зарисовок на рисовальных устройствах с последующей оценкой размеров, углов заострения вершин и радиусов округления кромок [25, 94, 212]. Подобная оценка зерен может характеризовать лишь их исходную, возможную режущую способность, либо по выражению Кашеева М. И. «мгновенную абразивную способность» [69]. Однако наибольший интерес и практическую ценность представляет изучение и оценка режущих свойств работающих зерен в условиях взаимодействия их с материалами, имеющими различные физико-механические свойства.

Ранее нами совместно с М.Ф. Семко было показано, что при резании единичными алмазными зернами твердого сплава Т15К6 развитость режущей поверхности алмазных зерен сохраняется практически до полного износа [158, 160, 165, 167]. При этом установлено, что отдельные кромки зерна способны производить резание-царапание твердого сплава при весьма малых толщинах среза. Высказанные нами положения были подтверждены свыше десяти лет спустя в работах Малкина С. и Зелвера О. [59].

Анализ условий контактирования на входе алмазного зерна в материал (доведенная пластинка твердого сплава выставлялась с небольшим уклоном – 10 мкм на длине 20 мм) показал, что скольжение зерен по поверхности материала (на микрофотографиях следов) не обнаруживается, и процесс микрорезания начинается при толщинах среза $z = 0,1$ мкм [160].

В связи с выявленной возможностью получения тонких срезов возникает необходимость оценки соотношения толщин среза z и степени остроты режущей кромки зерна. Как известно, вершина режущего зерна является округленной и характеризуется радиусом округления ρ . Еще Ландау Л. Д. теоретически доказал, что «равновесная форма кристаллов должна состоять из небольшого числа плоских участков (граней с малыми индексами, которые однако не пересекаются под углом, а соединены закругленными участками» [96].

Если учесть, что в большинстве работ для зернистости, например 250/200, оцениваемые значения радиусов округления составляют 3 – 7 мкм [101, 171, 212], то в нашем случае соотношение $z/\rho = 0,03 \div 0,01$. Вместе с тем известно, что благоприятное соотношение z/ρ , при котором процесс резания превалирует над пластическим выдавливанием равно 0,5 [113, 114]; при этом характер деформации в зоне контакта определяется по изменению условных напряжений резания.

Имеются данные, что процесс резания может осуществляться и при $z/\rho = 0,01$, но при этом не указывается, превалирует ли он над пластическим выдавливанием [84]. Приведенное соотношение z/ρ получено при микрорезании пластичных материалов специально изготовленными инденторами на весьма низких скоростях.

Таким образом, полученные нами значения соотношения z/ρ , при которых происходит микрорезание, примерно на порядок меньше принятых в литературе. Это свидетельствует о наличии на зернах субмикроромок и об их роли в процессе съема материала, а также о более высокой остроте режущих микроромок в сравнении с известными значениями. На микрофотографии, подученной с помощью электронного микроскопа (рис. 4.13) показана характерная поверхность алмазного зерна с субмикроромками в круге АС6 100/80 М1-01 после хрупкого микровыкрашивания режущей кромки (шлифование ТН20). О роли субмикрорельефа алмазных зерен в формировании обработанной поверхности указывается также в работе [41].

В этой связи представляет интерес анализ условных напряжений резания и коэффициентов микрорезания, особенно в диапазоне малых толщин среза, что позволит установить условия взаимодействия алмазных зерен с твердыми сплавами.

В табл. 3.4 приведены результаты экспериментов с постоянной задаваемой нормальной силой, выполненные на установке для «медленного» микрорезания (см. рис. 3.1). Основными измеряемыми выходными параметрами являются тангенциальная сила P_z и толщина среза z , производными, получаемыми пересчетом – коэффициент микрорезания K_m и условное напряжение резания σ_m .

Для приведенных марок твердых сплавов увеличение нормальной нагрузки на зерна приводит к соответствующему росту и тангенциальной

составляющей. При этом для сплава Т15К6 наблюдается более интенсивный рост силы P_z . Толщины среза для одних и тех же значений силы P_y заметно отличаются – меньшие их значения характерны для безвольфрамовых твердых сплавов, что свидетельствует о худшей внедряемости алмазных зерен. Большая глубина внедрения зерен у сплава Т15К6 при остальных одинаковых условиях приводит к увеличению сопротивления сдвига, что способствует возникновению больших тангенциальных усилий микрорезания P_z .

Таблица 3.4

Значения P_z и z для различных нормальных нагрузок P_y

Материал	$P_y \cdot 10^2$, Н	10,0	20,0	40,0	60,0	80,0	120,0
Т15К6	$P_z \cdot 10^2$, Н	1,3	3,2	8,19	15,19	24,48	49,2
	z , мкм	0,7	1,5	3,0	4,5	6,0	9,0
ТН20	$P_z \cdot 10^2$, Н	1,26	3,0	7,2	13,46	21,60	44,06
	z , мкм	0,58	1,14	2,26	3,42	4,53	6,81
КНТ16	$P_z \cdot 10^2$, Н	1,2	2,6	6,0	10,2	16,29	34,48
	z , мкм	0,45	0,93	1,81	2,7	3,61	5,36

Следует заметить, что рост силы P_z несколько опережает увеличение нормальной силы, что объясняет соответствующее изменение коэффициента микрорезания – увеличение силы P_y приводит к повышению K_m (рис. 3.15).

Различные значения K_m , получаемые при микрорезании испытываемых твердых сплавов с постоянной нормальной нагрузкой характеризуют их обрабатываемость. Следовательно, обрабатываемость сплава Т15К6 лучше, чем ТН20 и КНТ16.

Анализ условных напряжений микрорезания в этих же условиях позволяет оценить сравнительную напряженность процесса резания-царапа-

ния различных материалов и также дать представление об обрабатываемости (рис. 3.16).

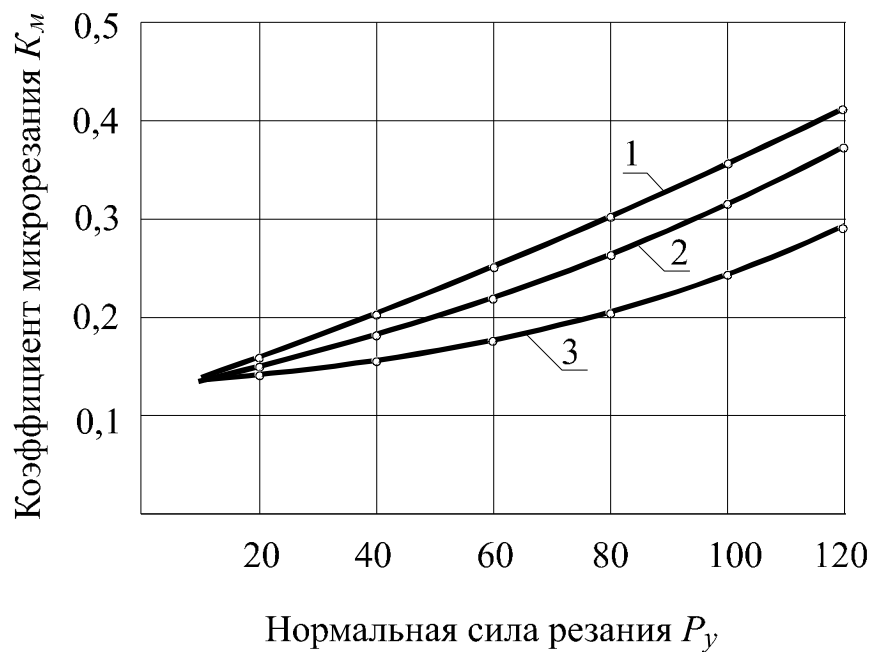


Рис. 3.15. Влияние нормальной силы на коэффициент микрорезания:
1 – T15K6; 2 – TN20; 3 – KHT16

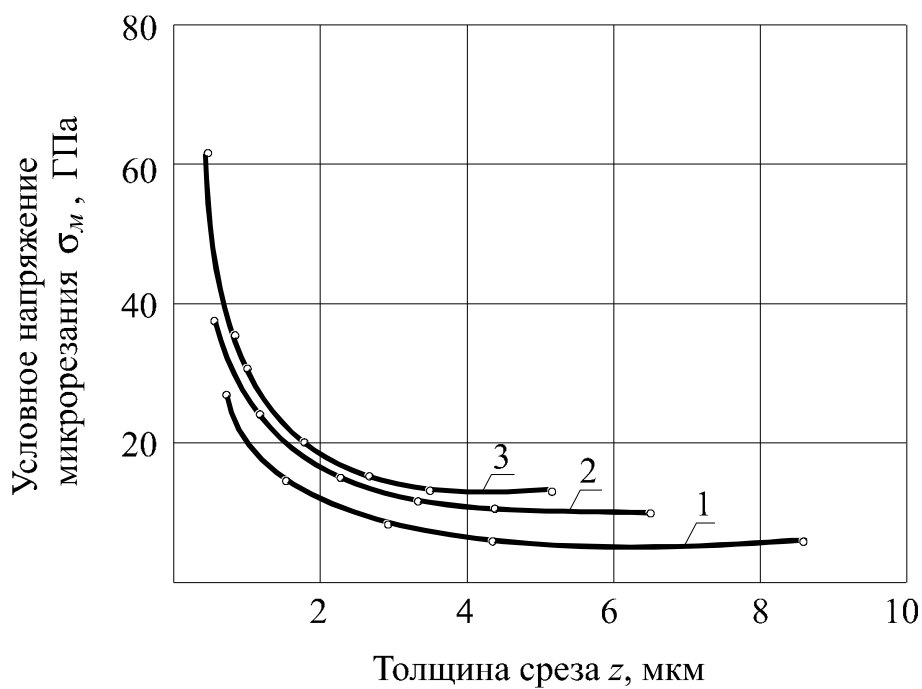


Рис. 3.16. Влияние толщины среза на условное напряжение микрорезания: 1 – T15K6; 2 – TN20; 3 – KHT16

Увеличение толщины среза, связанное с увеличением нормальной нагрузки, приводит к снижению условных напряжений для всех марок сплавов. При этом наиболее интенсивное снижение σ_m имеет место в диапазоне малых толщин среза. Не вдаваясь в более подробное объяснение, которое будет изложено при обсуждении результатов микрорезания с реальными скоростями, отметим, что характер зависимости σ_m свидетельствует о превалировании процесса резания во всем диапазоне толщин среза (даже весьма малых).

Сравнение различных кривых позволяет установить, что большие значения σ_m возникают при обработке безвольфрамового сплава КНТ16, наименьшие – Т15К6.

Обращает внимание и тот факт, что при малых толщинах среза (весьма близких к реальным) обнаруживается более ощутимая разница в значениях σ_m .

Таким образом, на основании полученных данных по K_m и σ_m можно установить, что в порядке ухудшения обрабатываемости исследуемые сплавы располагаются в такой последовательности: Т15К6, ТН20, КНТ16.

Проведенные исследования «медленного» резания-царапания единичными зернами имеют и самостоятельное значение – можно установить математические зависимости усилий резания K_m от глубины риски, которые могут быть использованы при сравнительной оценке изнашиваемости различных материалов и абразивных зерен.

Применительно к нашим исследованиям для достоверного расчета производительности по математическим моделям для достижения их максимально возможного соответствия процессу шлифования более целесообразно оценить взаимосвязь глубины риски-царапины и нормального усилия при микрорезании на реальных скоростях.

Указанные исследования были проведены с помощью специальной установки по упругой схеме микрорезания (см. рис. 3.2).

Были установлены зависимости нормального усилия от глубины внедрения единичного зерна в материал. Эти зависимости необходимы для определения суммарного усилия при внедрении режущего профиля алмазного круга в обрабатываемый материал по формуле 2.14. Для реализации конкретного расчета, в качестве примера, производилось микрорезание твердосплавных колец Т15К6 и ТН20. Определялось среднее из 10 измерений глубины внедрения зерна в материал.

Результаты экспериментов для зерен 100/80 приведены в табл. 3.5.

Таблица 3.5

Зависимость глубины внедрения \bar{z} , от нагрузки P

$P \cdot 10^2$, Н		20,0	30,0	40,0	50,0	70,0
\bar{z} , мкм	Т15К6	0,93	1,19	1,49	1,78	2,18
	ТН20	0,70	0,92	1,23	1,52	1,85

Обработка данных методом наименьших квадратов позволила получить соотношения: для сплава Т15К6 – $z = 0,172 \cdot P_i^{0,58}$; для сплава ТН20 – $z = 0,92 \cdot P_i^{0,69}$. Отсюда усилия в зависимости от глубины внедрения:

$$P_i = 20,5 \cdot z^{1,72} \text{ (Т15К6);} \quad (3.11)$$

$$P_i = 31,5 \cdot z^{1,45} \text{ (ТН20).} \quad (3.12)$$

Подобные зависимости были получены для зерен 50/40:

$$P_i = 17,02 \cdot z^{1,72} \text{ (Т15К6);} \quad (3.13)$$

$$P_i = 22,7 \cdot z^{1,45} \text{ (ТН20)} \quad (3.14)$$

и для зерен 160/125:

$$P_i = 24,6 \cdot z^{1,72} \text{ (Т15К6);} \quad (3.15)$$

$$P_i = 41,9 \cdot z^{1,45} \text{ (ТН20).} \quad (3.16)$$

Использование зависимостей позволяет получить для различных условий значение r – расстояние от границы материала до уровня связки и установить верхний предел интегрирования ($\delta_m - r$) в моделях производительности процесса (2,45; 2,66).

Представляет интерес оценка показателей процесса P_z , P_y , K_m , σ_m в условиях, соответствующих реальной схеме торцового микрорезания.

С увеличением толщины среза тангенциальная и нормальная составляющая силы микрорезания возрастают, что объясняется ростом элементарных сил сдвига и трения (рис. 3.17). Микрорезание безвольфрамовых твердых сплавов сопровождается большими значениями усилий P_z и P_y ; при этом различие в величинах P_y значительно больше чем P_z , и с ростом z оно увеличивается. Это можно объяснить более высокой микротвердостью карбидов титана, содержащихся в сплаве ТН20, чем карбидов вольфрама, причем, если при микровдавливании микротвердость TiC в 1,42 раза выше, чем у WC , то при испытании царапанием микротвердость карбида титана выше, чем у карбида вольфрама в 3,9 раза [151]. При такой разнице в способности сопротивляться внедрению при микрорезании (царапании) для достижения одинаковой толщины среза к алмазному зерну необходимо приложить большую величину нормальной силы при взаимодействии его со сплавом ТН20.

Коэффициенты микрорезания K_m также увеличиваются с ростом толщины среза, что объясняется несколько большим темпом роста тангенциальной составляющей силы P_z (рис. 3.18). Уровень расположения кривых K_m при микрорезании на реальных скоростях такой же, как и при «медленном» резании-царапании – большие значения K_m , характерны для сплава Т15К6, меньшие – для безвольфрамовых. Следовательно, режущая

способность алмазных зерен проявляется более эффективно при обработке вольфрамосодержащих твердых сплавов.

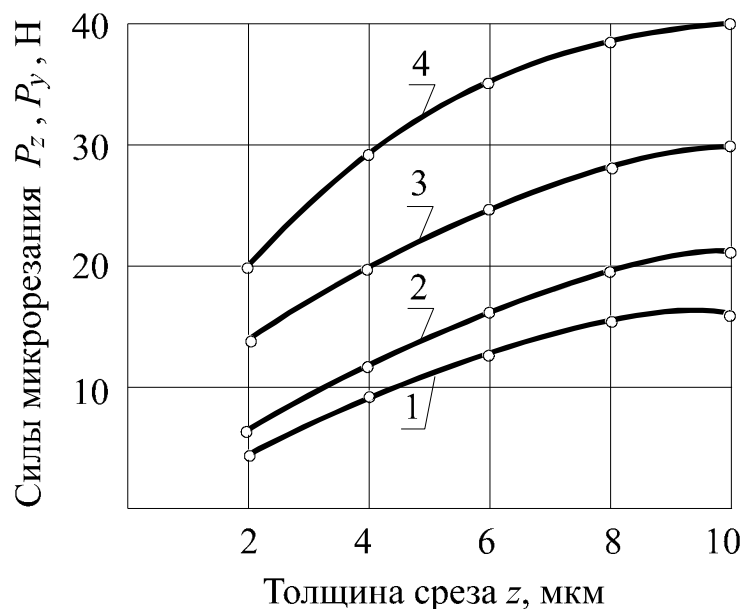


Рис. 3.17. Влияние толщины среза на составляющие усилий микрорезания: зерно АС32 250/200; $V = 20$ м/с; 1, 2 – P_z ; 3, 4 – P_y ; 1, 3 – Т15К6; 2, 4 – ТН20

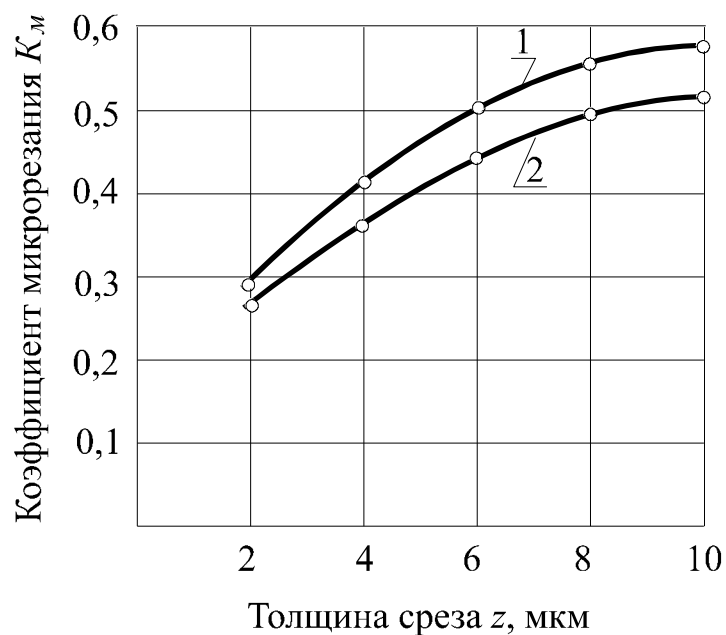


Рис. 3.18. Влияние толщины среза на коэффициент микрорезания: зерно АС32 250/200; $V = 20$ м/с; 1 – Т15К6; 2 – ТН20

При больших значениях толщины среза $z > 6 \div 8$ мкм, темп роста K_m несколько замедляется, что объясняется более интенсивным притуплением режущих кромок зерен, внедрение которых на задаваемую толщину среза приводит к возникновению относительно больших значений нормальных усилий P_y .

Для оценки характера взаимодействия алмазных зерен с твердыми сплавами особый интерес представляет анализ условных напряжений микрорезания. На рис. 3.19,а показана зависимость σ_m от толщины среза, полученная при торцовой схеме микрорезания сплавов Т15К6 и ТН20; с ростом z условные напряжения микрорезания снижаются, что объясняется интенсивным ростом площади среза и увеличивающимся соотношением толщины среза к радиусу округления режущей кромки зерна z/ρ . Значения σ_m для сплава Т15К6 во всем диапазоне толщины среза так же, как и при медленном резании-царапании ниже, что свидетельствует, как уже отмечалось, о лучшей обрабатываемости его по сравнению со сплавом ТН20. Рост условных напряжений при уменьшении толщины среза до 2 мкм свидетельствует о преобладании процесса резания при обработке указанных сплавов.

Наибольший интерес представляет возможность оценки характера деформации при микрорезании с весьма малыми толщинами среза $z < 1$ мкм (рис. 3.19, б). Поскольку при микрорезании по торцовой схеме достижение таких толщин среза технически трудно осуществимо и весьма ненадежно, была применена схема микрорезания с закрепленным на периферии диска зерном (рис 3.20). При такой схеме можно получить небольшие расчетные значения толщин среза за счет изменения продольной подачи и глубины микрорезания; при этом толщина среза определяется по формуле:

$$z = 2S_z \sqrt{\frac{t}{D}},$$

где t – глубина микрорезания, мм; D – диаметр траектории вращения зерна, равный 150 мм; $S_z = \frac{S_{np}}{n_0}$ – подача на зерно, где S_{np} – продольная подача, n_0 – частота вращения диска с зерном, равная 2740 об/мин.

Опыты по микрорезанию считались приемлемыми, если глубина риски-царапины, подсчитанная по профиллограмме, отличалась от заданной глубины t не более чем на 20 %, при этом расхождение расчетных значений толщины среза z составляло около 10 %.

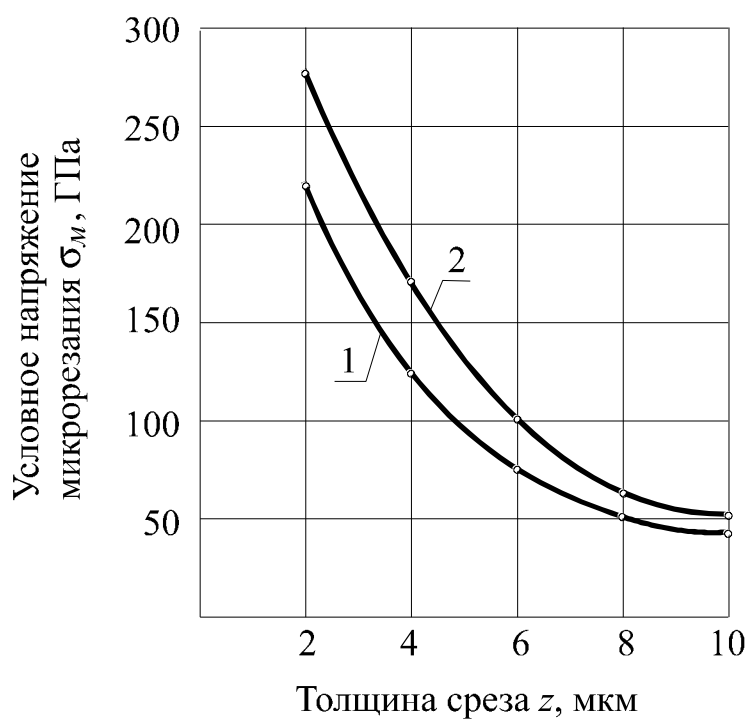
Результаты экспериментов, а также исходные данные для расчета толщины среза представлены в табл. 3.6.

Таблица 3.6

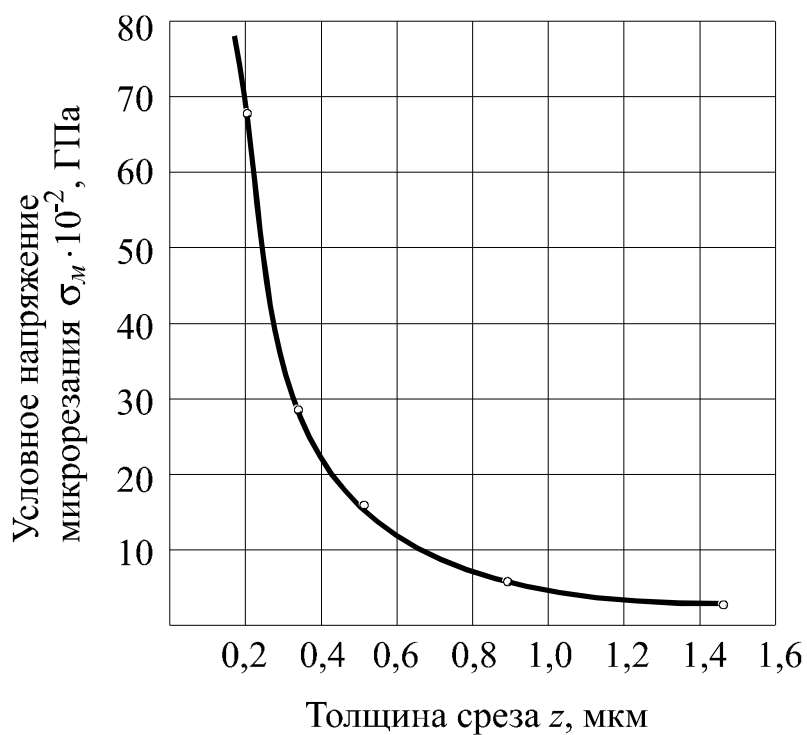
Условные напряжения микрорезания и значения толщин среза

S_{np} , мм/мин	t , мм	S_z , мм/об	z , мкм	S_z , мкм ²	P_z , Н	$\sigma_m \cdot 10^{-2}$, ГПа
21,8	0,01	0,008	0,13	0,065	1,2	184,61
36,3	0,01	0,013	0,21	0,198	1,35	68,18
58,0	0,01	0,021	0,34	0,520	1,48	28,46
87,0	0,01	0,032	0,52	1,217	1,6	13,15
150,0	0,01	0,055	0,88	3,485	2,1	6,02
150,0	0,02	0,055	1,08	5,249	2,6	4,95
150,0	0,03	0,055	1,51	10,260	3,1	3,02

Графическая интерпретация результатов позволяет наглядно судить о характере деформации в зоне контакта алмазного зерна с твердым сплавом при весьма малых значениях толщины среза ($z < 1$ мкм). Монотонный характер увеличения условных напряжений резания с уменьшением толщины среза в диапазоне $z = 0,13 \div 1,51$ мкм указывает на возрастающую напряженность процесса резания, на увеличение степени деформации стружки в зоне контакта.



а



б

Рис. 3.19. Влияние толщины среза на условное напряжение микрорезания: АС32 250/200; а – $z > 2$ мкм, $V = 20$ м/с, 1 – Т15К6, 2 – ТН-20; б – $z < 1,5$ мкм, $V = 21,5$ м/с, Т15К6

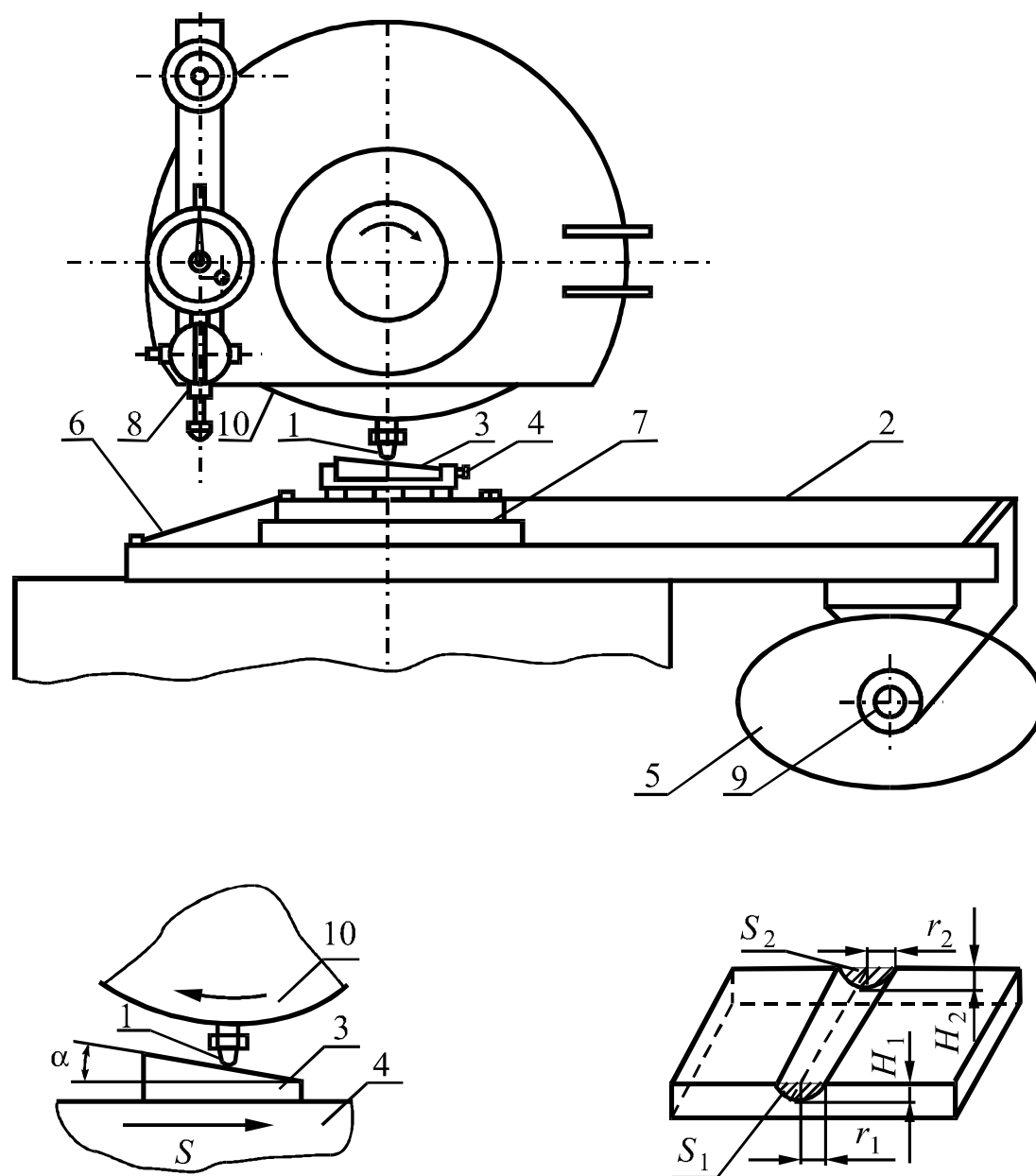


Рис. 3.20. Схема установки для микрорезания на реальных скоростях резания: 1 – оправка с зерном; 2 – стол станка; 3 – образец; 4 – приспособление; 5 – электродвигатель с редуктором; 6 – резиновый жгут; 7 – подвижный столик; 8 – индикатор; 9 – сменные шкивы; 10 – диск; r_1 – радиус дна риска на входе; r_2 – радиус дна риски на выходе; S_1 – сечение среза на входе; S_2 – сечение среза на выходе; H_1 – глубина риски на входе; H_2 – глубина риски на выходе

Следует отметить, что перегиба кривой σ_m не обнаруживается, что свидетельствует о преобладании процесса резания над пластическим вы-

давливанием или упруго-пластическим оттеснением, а также о том, что неблагоприятное соотношение z/ρ не достигается при толщине среза $z \geq 0,13$ мкм.

Очевидно, в зоне весьма малых толщин среза на процесс резания алмазным зерном существенную роль оказывает субмикрорельеф поверхности зерна. Вероятно, режущую кромку алмазного зерна можно представить в виде конуса с округленной вершиной, поверхность которого изрезана микрорельефом.

Следует отметить, что в работе Маслова Е. Н. при сравнении изменения σ_m для различных материалов наименьшее значение $z = 1$ мкм, при котором происходит перегиб кривой, получено при микрорезании закаленной стали ШХ15 алмазным конусом с $\rho = 6$ мкм; в связи с этим автор делает справедливый вывод о том, что для материалов, имеющих меньшую пластичность, процесс сминания прекращается при меньших толщинах снимаемого слоя по сравнению с металлами, более пластичными [112]. Интересен также результат, полученный Филимоновым Л. Н. [119]; при микрорезании зерном электрокорунда с $\rho = 30$ мкм увеличение скорости с 20 м/с до 160 м/с приводит к изменению толщины стружки с 7 мкм до 0,7 мкм, что объясняется уменьшением отношения z/ρ . Нам представляется, что на возможность снятия таких тонких стружек оказывает влияние и субмикрорельеф вершины зерна, которое при больших динамических нагрузках активно самозатачивается.

3.3. Динамическая прочность и характер поломок алмазных зерен

В результате исследований была произведена оценка динамической прочности алмазных порошков марок АС4, АС6, АРВ1 (дробленый баллас), АС32 зернистостью 250/200. Так как форма режущих кромок является случайным фактором, испытывались большие партии зерен (по 50 шт. каждой марки).

Результаты испытаний и расчета средних величин разрушающих нагрузок \bar{P} , абсолютной ΔP и относительной ε ошибок при доверительной вероятности 90 %, а также среднеквадратичной ошибки ΔS приведены в табл. 3.7. Значение абсолютной ошибки подсчитывалось по формуле

$$\Delta P = t_c \Delta S,$$

где t_c – коэффициент Стьюдента.

Таблица 3.7

Результаты испытаний зерен на динамическую прочность

Алмазный порошок	\bar{P} , Н	ΔS , Н	ΔP , Н	ε , %
АС4	53,0	5,8	9,9	18,6
АС6	70,0	5,2	8,8	12,6
АРВ1	86,0	5,5	9,3	10,8
АС32	120,0	3,8	6,5	5,4

На основании имеющихся статистических данных по испытанию зерен различных марок построены экспериментальные кривые накопленной вероятности их разрушения в процентах в зависимости от нагрузки (рис. 3.21).

На графиках видно, как изменяется разброс значений разрушающих усилий для разных марок алмазов. Например, порошки марки АС4 обла-

дают наибольшей нестабильностью прочности (либо формы). Кроме того, расположение кривой накопленной вероятности разрушения зерна АС4 левее и выше остальных свидетельствует о наименьшей прочности этих порошков. Так, например, при усилии микрорезания, равном 50 Н, разрушается 50 % испытанных зерен АС4, 30 % – АС6, 15 % – АРВ1, 7 % – АС32.

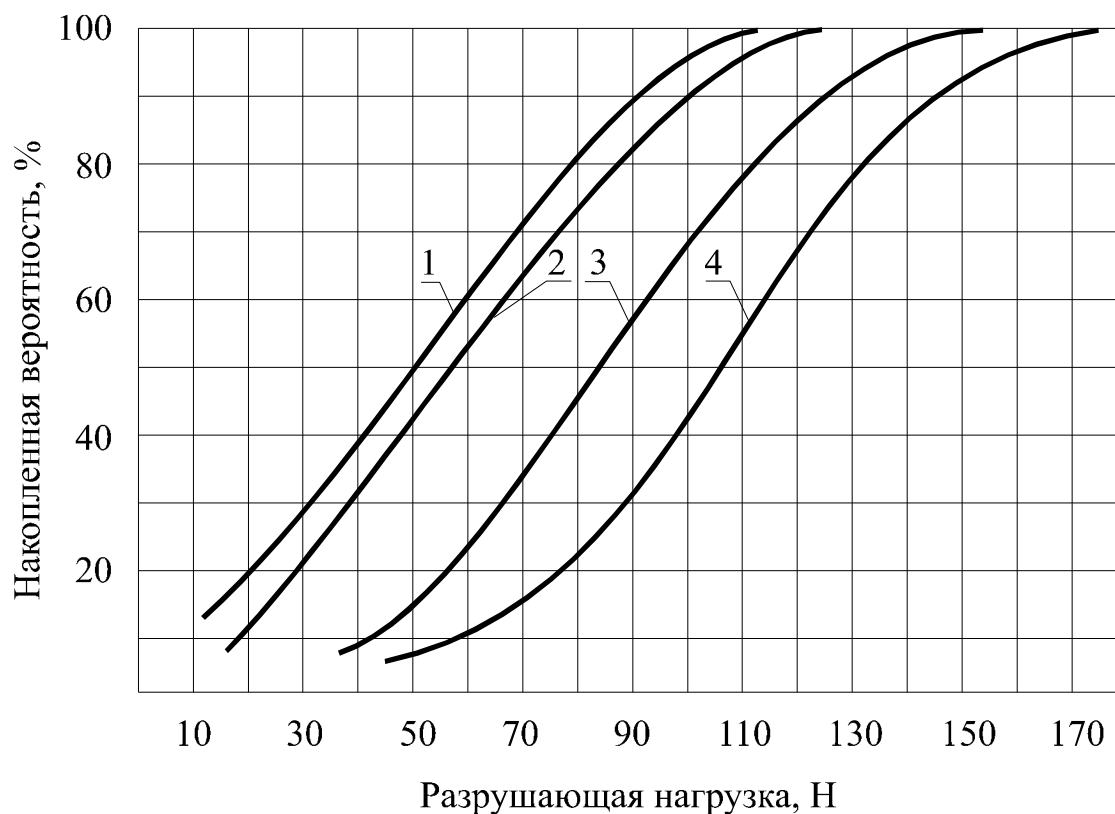


Рис. 3.21. Накопленная вероятность разрушения зерен:
1 – АС4; 2 – АС6; 3 – АРВ1; 4 – АС32

На рис. 3.22 приведена диаграмма сравнения прочности при статистических испытаниях, принятых в алмазно-абразивной промышленности [124, 171], с результатами испытаний на динамическую прочность. Из сравнения данных видно существенное различие в абсолютной величине прочности зерен при статическом и динамическом испытаниях – динамическая прочность зерен всех марок выше. Объясняется это, очевидно, тем,

что при кратковременном наложении нагрузки возникающие в зерне деформации и напряжения не успевают охватить большие его участки. Поэтому вероятность попадания в зону их действия дефектных областей алмазного зерна очень мала. Воздействие усилия локализуется на участке, непосредственно воспринимающем нагрузку.

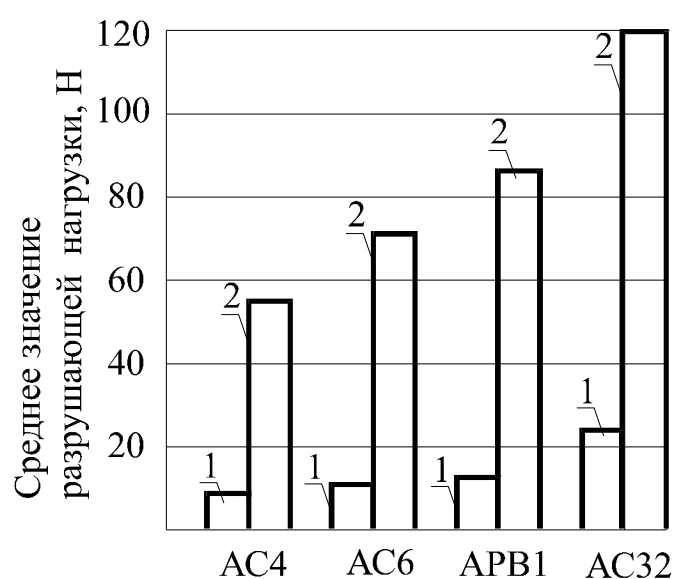


Рис. 3.22. Сравнительная диаграмма статической и динамической прочности зерен: 1 – статическая прочность; 2 – динамическая прочность

Известны результаты исследований порочности зерен при расщеплении по тангенциальной составляющей усилия резания [54]. Следует учесть, что тангенциальная составляющая по абсолютной величине меньше результирующей, по которой производилась оценка прочности в наших экспериментах. При испытании зерен из корунда уровень усилий до расщепления находится в пределах 0,5 – 12 кг (5 – 120 Н). В наших исследованиях диапазон разрушающих нагрузок лежит в пределах 1 – 170 Н. Учитывая приведенные различия в условиях испытаний можно отметить, что нет оснований предполагать грубую ошибку в оценке динамической прочности алмазных зерен.

Алмазные порошки по динамической прочности располагаются в той же последовательности, что и по статической. Однако соотношения в прочности между порошками различных марок зерен отличаются в зависимости от метода испытаний. Так, например, по результатам динамических испытаний прочность зерен АРВ1 выше прочности зерен АС6 в 1,22 раза, а по результатам статических – в 1,4 раза; вместе с тем, статическая прочность зерен АС32 в 2,06 раза выше статической прочности зерен АРВ1, а динамическая – только в 1,39 раза. Порошки АРВ1 имеют поликристаллическую структуру, у них больше дефектов, чем у порошков АС32. Однако в процессе динамических испытаний это различие проявляется менее значительно, чем при статических.

На основании результатов проведенных испытаний алмазных порошков на динамическую прочность выработаны обобщенные рекомендации для изготовления и эксплуатации инструмента из них. Например, особый интерес вызвали порошки дробленых балласов – АРВ1. Так как по динамической прочности порошки АРВ1 несколько превосходят порошки АС6, то они впервые были рекомендованы нами для применения в шлифовальных кругах на металлических связках, используемых в жестких условиях эксплуатации [160, 185, 187]. Этот вывод справедлив и для хонинговальных брусков. Кроме того, учитывая возможность получения крупных фракций порошка АРВ1 в значительно больших количествах, чем АС6, экономический эффект от их внедрения становится ощутимым. Применение процесса алмазно-искрового шлифования раскрывает новые более широкие возможности использования кругов на металлических связках из зерен АРВ1 при обработке твердых сплавов. Учитывая наличие металлофазы в зернах АРВ1, процесс алмазно-искрового шлифования способствует не только самозатачиванию кругов, но и самих зерен, обеспечивая развитость микрокромки.

Прочность зерен в реальных условиях может быть оценена также по предельным толщинам среза, приводящим к разрушению зерен. В настоящее время имеются работы, в которых исследована «хрупкая» прочность абразивных порошков [19, 97]. Вместе с тем, прочность алмазно-абразивных материалов по предельным толщинам среза при обработке твердых сплавов не исследована.

Расчет предельных толщин производился по известной формуле:

$$z_{np} = 2S_z \sqrt{t/D},$$

где t – глубина канавки, при которой произошел излом, мм; $D=180$ мм – диаметр траектории вращения зерна. Микрорезание производилось при продольной подаче $S_{np}=91$ мм/мин и частоте вращения шпинделя с диском $n_d=2740$ об/мин, т. е. $S_z = \frac{S_{np}}{n_d} = \frac{81}{2740} = 0,0298$ мм/об. Глубина t

определяется из известных величин угла наклона пластинки α (см. рис. 3.8) и пути микрорезания до излома. Место разрушения обнаруживается с помощью микроскопа. При анализе условий испытаний зерен учитывалось количество циклов нагружения (количество контактов) до излома; подсчет их производится по известным величинам пути резания, продольной подачи и частоты вращения диска с зерном. Результаты приведены в табл. 3.8.

Таблица 3.8

Условия и результаты испытаний зерен при микрорезании

Алмазный порошок	Средние значения параметров микрорезания в момент разрушения зерна			Относительная погрешность ε , %
	Глубина резания \bar{t} , мкм	Количество контактов до разрушения N	Предельная толщина среза z_{np} , мкм	
АС4	17,7	130	0,586	27,0
АС6	24,1	180	0,685	15,3
АРВ1	28,0	220	0,738	18,5
АС32	38,0	260	0,860	10,3

При шлифовании торцом круга условия взаимодействия алмазных зерен с обрабатываемым материалом отличаются. Поэтому анализ предельных толщин среза по этой схеме шлифования представляет интерес. Особенность методики состоит в следующем: оправка 2 с зерном 3 заворачивается в торец диска 1; при перемещении образца 4 зерно наносит на его доведенную поверхность ряд последовательных рисок (рис. 3.23, а). Образец устанавливается таким образом, что каждый рез начинается с нулевой глубины микрорезания, а последующий рез отличается от предыдущего большей глубиной.

Это обеспечивается установкой образца 4 под углами α и β с помощью специального приспособления. Типичный вид плоскости образца с нанесенными на него рисками показан на рис. 3.23, б. Возможность определения начала царапины позволяет точно рассчитать глубину микрорезания при известном угле α , т. е. установить равную ей в данном случае толщину среза. Сравнение расчетных данных и измерений при помощи двойного микроскопа Линнина МИС-11 показало незначительные расхождения.

Значение предельных толщин среза при микрорезании по торцовой схеме для порошков марок АС4, АС6 и АРВ1 составляет соответственно 1,2; 2, 0 и 2,3 мкм.

Из сравнения значений приведенных толщин среза, полученных для различных схем взаимодействия зерна с материалом видно существенное их различие. Установлено, что при торцовой схеме разрушение наступает после первых нескольких резов, а при резании по схеме плоского шлифования разрушение происходит после большого числа (более ста) циклов нагружения.

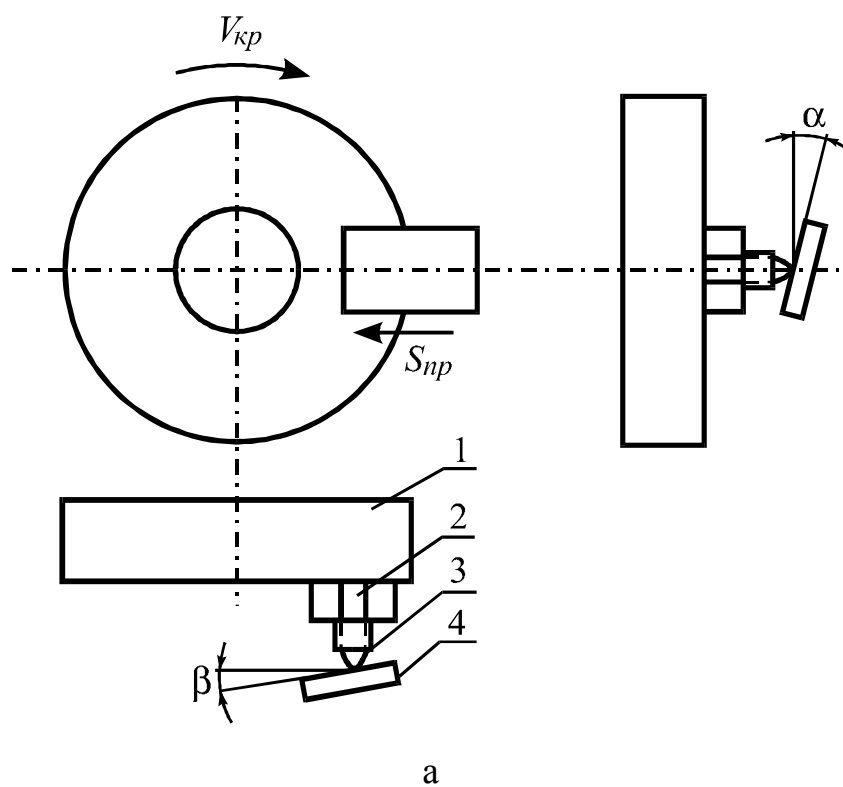
Анализ обеих схем микрорезания показывает, что скорости, с которыми нарастает толщина среза, существенно отличаются. Поэтому можно

сделать вывод, что при испытаниях зерен по схеме резания, соответствующей плоскому шлифованию периферией круга, они не могут (не успевают) достичь такой же толщины среза, как и при торцовой схеме, так как они предварительно подвергаются большому количеству нагружений. Таким образом, большое количество небольших нагрузок ведет к потере алмазного зерна, и оно не может достичь потенциально возможной (присущей зерну) предельной толщины среза. Следовательно, алмазным зернам присущ усталостный характер разрушения.

Определение прочности зерен по предельным толщинам среза имеет важное значение при сравнительной оценке различных абразивных материалов (либо марок зерен) и для совершенствования и создания новых.

Вместе с тем, в отличие от лезвийного инструмента, где предельная толщина среза приводит к потере его работоспособности, в алмазных кругах при шлифовании твердых сплавов z_{np} может способствовать повышению режущих свойств, вызывая самозатачивание. После определенной величины размерного износа круга зерно вновь вступит в работу, участвуя в формировании активной части режущего рельефа круга.

Таким образом, до достижения статически устойчивого состояния, режущая поверхность (плотность распределения зерен) подвергается заметному изменению (деформации). Поэтому при анализе изменения плотности распределения зерен по высоте существенное значение приобретает характер поломок (отскоков) вершин зерен, их величина при различных толщинах среза, в том числе и больших предельных значений. Как отмечал Бокучава Г. В., для поддержания режущей способности круга за счет микрорывкрашиваний режущей кромки, необходимо, чтобы значения толщин среза были выше предельных [19].



б

Рис. 3.23. Схема торцового микрорезания (а),
риски-царапины на поверхности (б):
материал Т15К6; зерно АС6 250/200;
 $V = 25$ м/с

Величины поломок изучались по схеме торцового микрорезания твердого сплава Т15К6 зернами АС6, которые используются в кругах на металлических связках, рассматриваемых в работе. Взаимодействие зерна 1 с материалом 2 осуществлялось при фиксированных толщинах среза z (рис. 3.24), равных 1, 2, 3 и 5 мкм. После каждого контакта зерна с материалом оценивалась величина его излома по координате u вершины зерна относительно фактической границы материала (плоскость A); при этом, если зерно после взаимодействия с материалом оставалось в контакте с ним при последующем цикле нагружения, то координата принимала положительное значение ($+u$), если же величина поломки имела значение, большее толщины среза z – то отрицательное ($-u$). Расчет координат вершины зерна производился по результатам измерения высоты выступания зерна δ и δ_i относительно постоянной базы B . Для каждой толщины среза производилось 100 измерений.

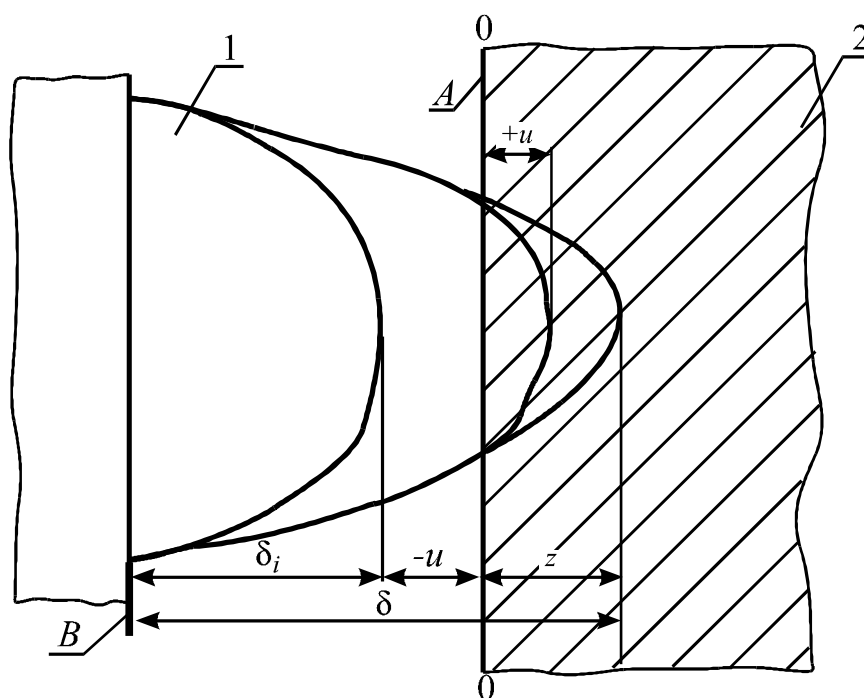


Рис. 3.24. Схема к определению величины поломок зерен

Таким способом определялось распределение величин поломок u относительно границы материала для различных фиксированных значений z , что позволило найти функцию $g(u, z)$, которая используется при анализе деформации плотности распределения зерен по высоте (см. разд. 2.3).

Результаты экспериментов по поломкам зерен и расчетные данные для нахождения математического ожидания m_u и дисперсии D_u приведены в табл. 3.9 – 3.12. На рис. 3.25 показаны гистограммы распределения поломок для различных толщин среза. Например, для $z = 3$ мкм ни одно зерно не осталось целым (с исходным выступанием); в интервале от 3 мкм до 0, т. е. с положительным значением поломок ($+u$) осталось 34 % зерен (из 100 контактов), в интервале от 0 до (-3) – 27 % и т. д. Для толщины среза $z = 1$ мкм у 69 % зерен не обнаружено поломок, 15 % находится в интервале от 1 мкм до 0, остальные значения координат отрицательны.

Анализ экспериментальных данных показал, что плотность распределения расстояний u от вершин зерен до границы материала может быть описана гамма-распределением, при этом начало координат удобно сместить на величину z , т. е.

$$g(u, z) = \frac{\beta^{\alpha+1}}{\Gamma(\alpha+1)} e^{-\beta(z-u)} (z-u)^{\alpha}. \quad (3.17)$$

По формуле гамма-распределения для различных фиксированных значений z рассчитывалась плотность распределения $P(u)$. Оценка соответствия распределений по критерию согласия χ^2 (Пирсона) показала, что, например, для $z = 3$ мкм $\chi^2 = 5,07$ и вероятность $P(\chi^2) = 0,415$, для $z = 1$ мкм $\chi^2 = 3,69$ и $P(\chi^2) = 0,301$, что значительно больше уровня значимости 0,05; поэтому гипотезу соответствия экспериментального распределения

закону гамма-распределения можно считать правдоподобной с достаточным запасом степени вероятности; графическое представление показывает хорошее совпадение результатов (см. рис. 3.25). Для использования в расчетах были установлены функциональные зависимости α и β от z (раздел 2.3).

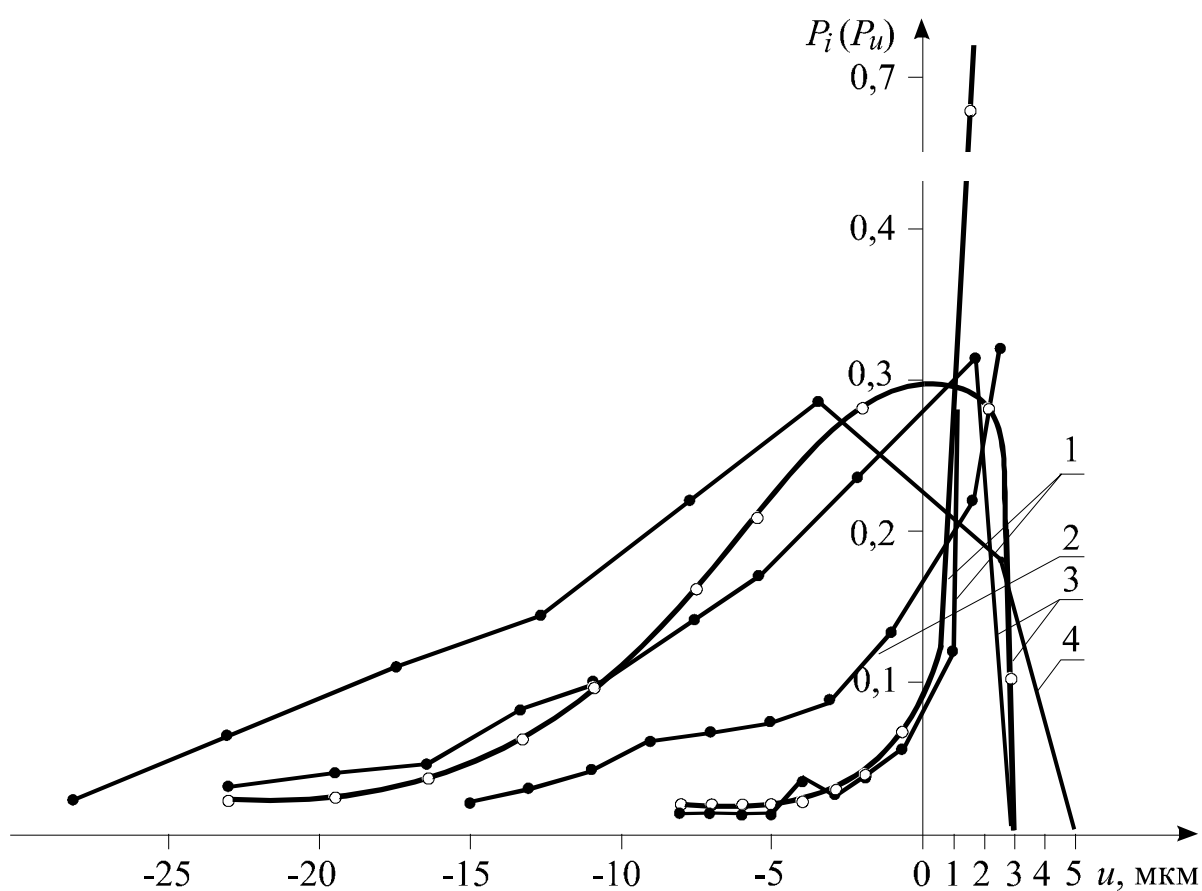


Рис. 3.25. Распределение поломок алмазных зерен:
материал Т15К6; зерно АС6 250/200; $V = 25$ м/с;
1 — $z = 1$ мкм; 2 — $z = 2$ мкм; 3 — $z = 3$ мкм;
4 — $z = 4$ мкм;
○ — расчетные значения;
● — экспериментальные значения

Таблица 3.9

Значения величин поломок зерен u , m_u , D_u для $z = 1$ мкм

Интервал	-8 ÷ -7	-7 ÷ -6	-6 ÷ -5	-5 ÷ -4	-4 ÷ -3	-3 ÷ -2	-2 ÷ -1	-1 ÷ 0	0 ÷ +1	+z
u_i	-7,5	-6,5	-5,5	-4,5	-3,5	-2,5	-1,5	-0,5	0,50	1,0
P_i	0,01	0,01	0,01	0,01	0,02	0,02	0,03	0,05	0,15	0,69
$u_i P_i$	-0,075	-0,065	-0,055	-0,045	-0,07	-0,05	-0,045	-0,025	0,075	0,69
$(u_i - m_u)^2 P_i$	0,614	0,467	0,34	0,234	0,294	0,161	0,101	0,035	0,004	0,305

$$\sum u_i P_i = m_u = 0,335; \sum (u_i - m_u)^2 P_i = D_u = 2,55$$

Таблица 3.10

Значения величин поломок зерен u , m_u , D_u для $z = 2$ мкм

Интервал	-16 ÷ -14	-14 ÷ -12	-12 ÷ -10	-10 ÷ -8	-8 ÷ -6	-6 ÷ -4	-2 ÷ -4	-2 ÷ 0	0 ÷ +2	+z
u_i	-15,0	-13,0	-11,0	-9,0	-7,0	-5,0	-3,0	-1,0	1,0	2,0
P_i	0,01	0,02	0,03	0,05	0,06	0,07	0,08	0,12	0,22	0,34
$u_i P_i$	-0,15	-0,26	-0,33	-0,045	-0,42	-0,35	-0,24	0,12	0,22	0,68
$(u_i - m_u)^2 P_i$	1,84	2,68	2,75	2,87	1,87	0,99	0,29	0,02	1,29	3,98

$$m_u = 1,42; D_u = 18,4$$

Таблица 3.11

Значения величин поломок зерен u , m_u , D_u для $z = 3$ мкм

Интервал	-24 ÷ -21	-21 ÷ -18	-18 ÷ -15	-15 ÷ -12	-12 ÷ -9	-9 ÷ -6	-6 ÷ -3	-3 ÷ 0	0 ÷ +3	+z
u_i	-22,5	-19,5	-16,5	-13,5	-10,5	-7,5	-4,5	-1,5	1,50	3,0
P_i	0,01	0,02	0,03	0,06	0,08	0,11	0,14	0,23	0,32	0
$u_i P_i$	-0,225	-0,39	-0,495	-0,81	-0,84	-0,825	-0,63	-0,345	0,48	0
$(u_i - m_u)^2 P_i$	3,393	4,75	4,628	5,234	3,297	1,287	0,025	1,53	9,964	0

 $m_u = -4,08$; $D_u = 34,2$

Таблица 3.12

Значения величин поломок зерен u , m_u , D_u для $z = 5$ мкм

Интервал	-30 ÷ -25	-25 ÷ -20	-20 ÷ -15	-15 ÷ -10	-10 ÷ -5	-5 ÷ 0	0 ÷ +5	+z
u_i	-27,5	-22,5	-17,5	-12,5	-7,5	-2,5	2,5	5,0
P_i	0,01	0,06	0,11	0,15	0,21	0,28	0,18	0
$u_i P_i$	-0,275	-1,35	-1,925	-1,875	-1,575	-0,7	0,45	0
$(u_i - m_u)^2 P_i$	4,1	13,95	11,56	4,13	0,013	6,32	17,1	0

 $m_u = -7,25$; $D_u = 57,17$

3.4. Работоспособность алмазных зерен

Работоспособность алмазных зерен при микрорезании различных материалов существенно отличается. Это связано с различным механизмом износа зерен при взаимодействии с твердыми сплавами, быстрорежущей сталью, железоуглеродистыми сплавами. Вопросам износа алмазов посвящен ряд интересных работ [19, 42, 98, 109, 146, 147, 228, 229]. В опубликованных нами ранее исследованиях также имеются сведения об износе единичных зерен и особенностях взаимодействия их с обрабатываемыми материалами [158, 160, 164, 165, 187, 234, 236]. Не останавливаясь на известных специалистам видах износа зерен, отметим лишь некоторые особенности, представляющие, по нашему мнению, интерес. Износ синтетических алмазных зерен при взаимодействии с твердыми сплавами происходит, в основном, микровыкрашиванием с сохранением развитости профиля. При микрорезании безвольфрамовых твердых сплавов из-за большого объема цементирующей фазы и ее роли в пластической деформации срезаемого слоя создаются более тяжелые условия для работы алмазного зерна; силы резания и условные напряжения больше, наблюдается частичное засаливание режущей поверхности зерна, приводящее к сколу более крупных элементов режущих кромок. Действие отмеченных факторов усиливается при взаимодействии зерен с быстрорежущей сталью.

При микрорезании твердого сплава с нарастающей глубиной (толщиной среза) зернами АС6 и АРВ1 после достижения толщины среза z_{np} , которой соответствует определенное усилие резания, зерно разрушается; при дальнейшем взаимодействии первоначальная предельная толщина среза и усилие не достигаются. Следовательно, динамическая прочность зерна стала меньше; отсюда следует, что алмазным зернам марки АС6 и АРВ1 присущ усталостный характер разрушения. Потеря прочности режущих

элементов зерна, очевидно, происходит в результате периодически повторяющихся воздействий тепловых и динамических нагрузок. Количество циклов нагружения до разрушения алмазного зерна достигает десятков и сотен тысяч. Время приложения нагрузки равно времени контакта зерна за один оборот и составляет около 10 мкс, т. е. зерно испытывает тепловой и динамический удар. При этом образуются и растут микротрещины в результате распространения волн деформации под действием нагрузки. Можно предположить, что при большом количестве циклов распространения тепловых волн и волн деформаций образование микротрещин, в конечном итоге, может привести к заметному разрушению.

На микрофотографии исходного рельефа зерна марки АС6 250/200 видно, что он состоит как из относительно гладких площадок с незначительной развитостью поверхности, обусловленной ростом кристаллов алмаза в процессе синтеза, так и из площадок с отдельно выступающими частями, являющимися вершинами режущих кромок (рис. 3.26, а). На отдельных участках поверхности просматриваются трещины шириной в десятые доли микрометра и в единицы микрометров, которые имеются в зернах еще до работы.

Поверхность зерна, полученная после начальной стадии износа при микрорезании Т15К6 (1000 циклов нагружения) отличается более развитым микрорельефом. На ней имеются как участки, образованные сколом (отрывом), так и срезом (рис. 3.26, б); такой вид разрушения называют квазиотрывом (квазихрупкое скалывание) в отличие от чистого скалывания или среза [15]. При этом фасетки квазиотрыва обозначены маленькими стрелками, а ямки на поверхности, придающие ей «бугристый» вид — большими. В начальной стадии износа трещины, возникающие в теле алмазного зерна в результате тепловых и динамических ударов, не сильно развиты по глубине, а локализованы на поверхности, как наиболее нагруженной части зерна.

Рельеф у алмазных зерен после 20×10^3 циклов нагружения значительно отличается от приведенных ранее поверхностей. Трещины, образованные в начальный период работы зерна, развиваются в глубину и охватывают все большие объемы. На приведенной микрофотографии (рис. 3.26, в) видна сильно развитая магистральная трещина (вдоль диагонали снимка); слева от нее – более мелкие трещины, такие же трещины ее пересекают. На этой стадии износа разрушение алмазного зерна происходит в результате выпадания отдельных блоков и их агрегатов. Наблюдаются участки с явно выраженными блоками, раздельными развитыми трещинами (зона А). При этом обнаруживается участок поверхности с усталостными полосками. Расстояние между полосками и их разновысотность (высота) составляют сотни ангстрем. Интересно отметить наблюдаемое на снимке изменение ориентации усталостных полосок. Это могло произойти либо в результате пересечения усталостной трещиной границы субзерна, по которой развивалась затем поперечная трещина, либо изменение ориентации произошло уже после прохождения усталостной трещины вследствие разворота отколовшегося блока алмазного зерна. Результатом взаимодействия развивающейся трещины с границей субзерен, включениями может явиться образование ступеней скола [55]; более мелкие сколы (выкрашивания) могут образовываться при пересечении трещиной винтовых дислокаций, всегда присутствующих в кристалле алмаза в исходном состоянии, либо образованных в нем в результате пластической деформации до раскола, или вершиной распространяющейся трещины в процессе разрушения зерна.

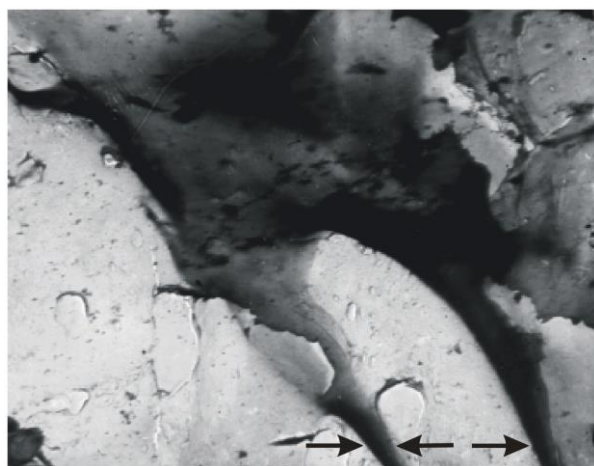
После большого числа циклов нагружения (свыше 10^4) предел усталостной прочности зерна либо отдельных его участков может быть превышен. Этот предел для каждого зерна различен, так как зависит от его конкретной формы, наличия зародышевых трещин, пор, включений, кри-

сталлографической ориентации и других факторов. Удаление микроблоков алмаза, образовавшихся в результате растрескивания, может происходить и под действием сил адгезии, имеющих циклический характер [21]. Сам по себе адгезионный износ не исключает усталостный характер микроразрушения.

Следует отметить, что некоторая доля износа приходится, по видимому, на графитизацию. О графитизации свидетельствует тот факт, что при изготовлении отпечатков с поверхности алмазных зерен реплики извлекали черный порошок, который также наблюдался в работе [22] и трактовался (на основе выполненного анализа) как графит.

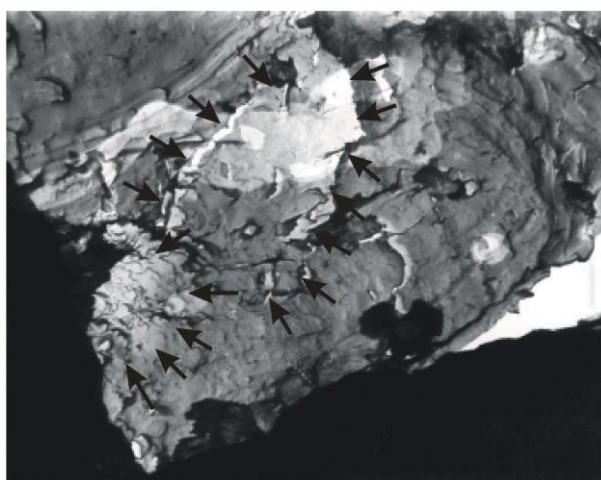
Особенности износа и взаимодействия алмазных зерен в кругах с обрабатываемым материалом будут изложены в следующем разделе.

Представляет интерес анализ работоспособности зерен при микрорезании различных материалов. При этом следует иметь в виду, что оценка износа и работоспособности единичных зерен при каких-то конкретных условиях не может однозначно характеризовать его поведение в круге. И характер, и «продолжительность жизни» зерна в круге будет иным. С одной стороны, взаимодействие режущей поверхности круга с материалом (теплообразование, продукты износа и др.) будут ужесточать условия работы зерна, с другой – выкрашивания и сколы режущей кромки на определенный период предохраняют его от контактирования с обрабатываемой поверхностью и тем самым продлевают его сохранность до достижения предела усталостной прочности. Следует иметь в виду и выпадение зерен. Поэтому количество циклов нагружения рабочей поверхности круга при шлифовании с позиций работоспособности зерна не сопоставимо с количеством циклов нагружения единичного зерна до соответствующей величины износа.



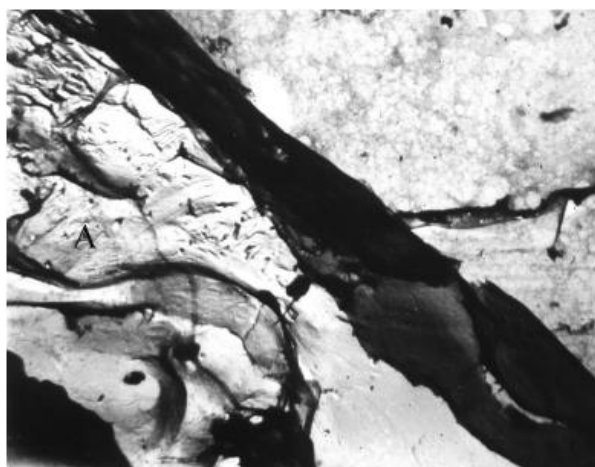
× 2000

а



× 1500

б



× 4000

в

Рис. 3.26. Характер износа единичных алмазных зерен

Кроме того, по мере самозатачивания и достижения активного выступания, зерно будет работать с различными толщинами среза. Поэтому, например, при расчетном моделировании износа круга следует учитывать не вообще установленный коэффициент работоспособности зерна какой-то марки при микрорезании обрабатываемого материала, а его функциональную зависимость от толщины среза, и расчет вести для активных рабочих зерен, износ которых и определяет размерный износ алмазного круга в установившемся режиме шлифования.

По коэффициенту работоспособности (R) при микрорезании различных материалов можно оценить их обрабатываемость. Например, на рис. 3.27 показано влияние толщины среза при микрорезании сплавов T15K6, TN20 и KTN16 зерном AC32 250/200. Наибольшие значения R имеют место для сплавов T15K6 во всем диапазоне z . Повышенный размерный износ при взаимодействии с безвольфрамовыми твердыми сплавами приводит к более низким значениям работоспособности единичных зерен. Наибольшие значения коэффициента работоспособности для сплавов TN20 и KTN16 смещаются в сторону несколько меньших значений толщин среза. При обработке безвольфрамовых твердых сплавов алмазные зерна работают в более тяжелых условиях, поэтому их повышенный износ начинается при меньших толщинах среза. Рост толщин среза интенсифицирует износ алмазных зерен, что приводит к увеличению объема изношенной части зерна, уменьшению объема снятого материала и, следовательно, к снижению работоспособности. Микрорезание с малыми толщинами срезов приводит, как отмечалось, к большим значениям условных напряжений микрорезания, что увеличивает износ зерен и приводит к снижению работоспособности.

Результаты исследований по определению работоспособности алмазных зерен разных марок при микрорезании твердого сплава Т15К6 с различными толщинами среза представлены в табл. 3.13.

Как видно из таблицы, наибольшие значения коэффициента работоспособности для всех испытанных зерен находятся в диапазоне толщин среза $z = 0,3 \div 0,7$ мкм.

Следует отметить, что порядок расположения различных марок зерен по увеличению коэффициентов работоспособности совпадает с соответствующим расположением их по возрастанию динамической прочности.

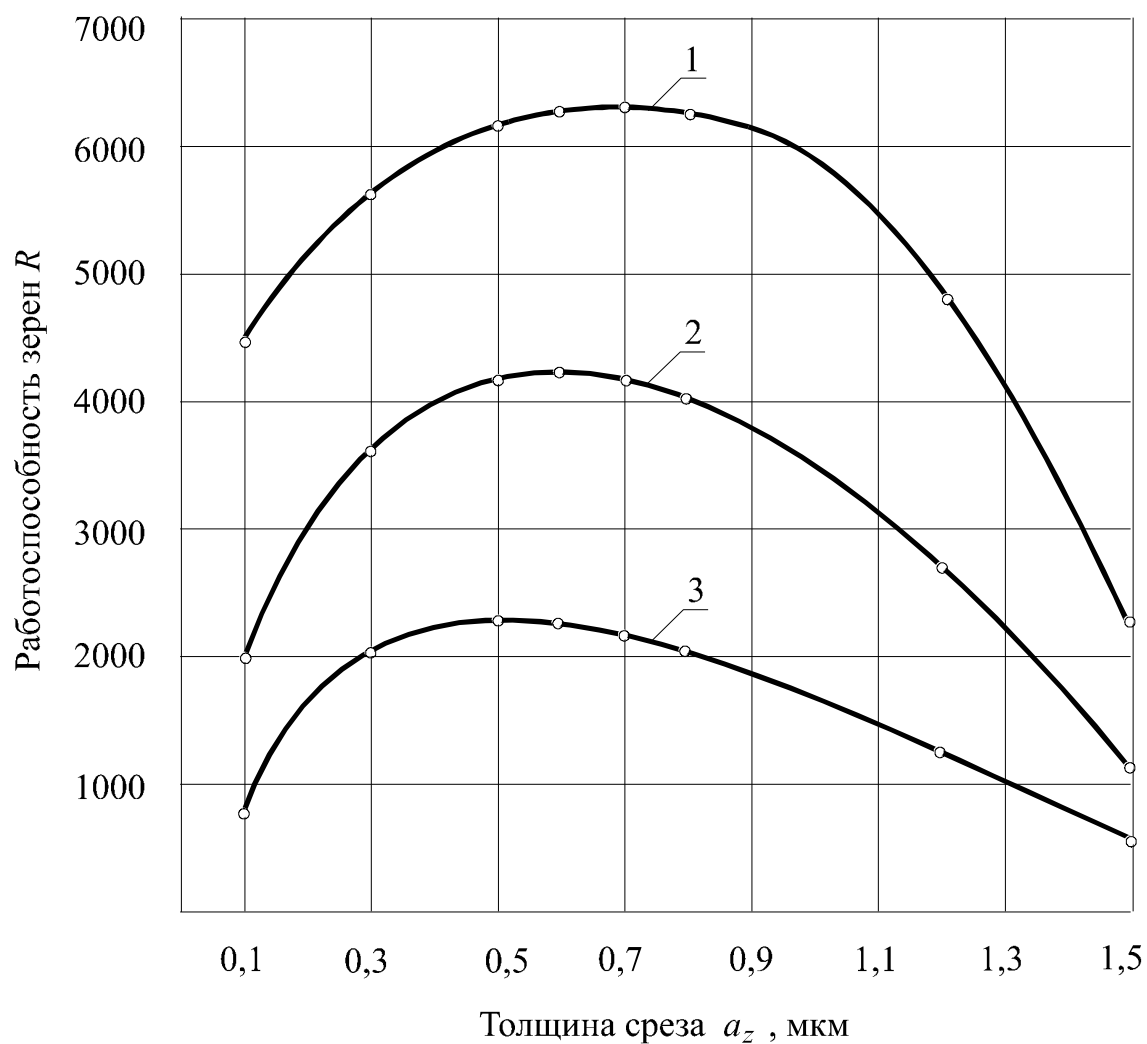


Рис. 3.27. Влияние толщины среза на работоспособность алмазных зерен: зерно АС32 250/200; $V = 25$ м/с; 1 – Т15К6; 2 – ТН20; 3 – КНТ16

Сравнительная работоспособность зерен АС6 при микрорезании сплавов Т15К6 и ТН20 с различными толщинами среза приведена в табл. 3.14.

Поскольку зерна АС6 используются в рассматриваемых нами кругах на металлической связке М1-01, для них получены зависимости коэффициента работоспособности от толщины среза:

для сплава Т15К6

$$R(z) = 1458,98 + 2970,56z - 2499,62z^2 + 476,27z^3; \quad (3.18)$$

для сплава ТН20

$$R(z) = 1021,29 + 2080,40z - 1750,71z^2 + 335,31z^3. \quad (3.19)$$

Эти зависимости используются в выражении (2.79) для расчета объема изношенных частей рабочих зерен и определения размерного износа кругов (глава 2).

Таблица 3.13

Значения коэффициентов работоспособности зерен

Толщина среза z , мкм	АС4	АС6	АРВ1	АС32
0,1	750	1625	1960	3500
0,3	1100	2120	2280	5620
0,5	1620	2625	3010	6100
0,7	780	2470	2530	6210
1,0	630	2305	2410	5950
1,5	115	1720	1800	2240

Таблица 3.14

Значения коэффициента работоспособности алмазных зерен АС6

Сплав	Толщина среза, мкм					
	0,1	0,5	1,0	1,5	2,0	3,0
Т15К6	1625	2625	2305	1720	1375	710
ТН20	1140	1840	1615	1200	960	510

Выводы

1. Описаны разработанные установки и методики процесса микрорезания: измерения усилий, оценки динамической прочности алмазных зерен, коэффициентов и условных напряжений микрорезания в условиях, максимально приближенных к реальным условиям работы зерен в круге.

2. Установлено, что при обработке безвольфрамовых твердых сплавов КНТ16 и ТН20 по сравнению со сплавом Т15К6 составляющие усилия микрорезания P_z , P_y и условные напряжения σ_m выше, а коэффициенты K_m ниже.

3. Сравнительный анализ взаимодействия единичных алмазных зерен с безвольфрамовыми и вольфрамосодержащими твердыми сплавами позволил выяснить их относительную обрабатываемость: в порядке ее ухудшения исследуемые сплавы располагаются следующим образом: Т15К6, ТН20, КНТ16.

4. Показано, что благоприятное соотношение a_z/ρ ($0,03 \div 0,01$) при микрорезании твердых сплавов примерно на порядок меньше известных значений, установлена существенная роль субмикроромок алмазных зерен в процессе резания.

5. Исследован характер протекания деформации в зоне резания (срез или пластическое выдавливание). Монотонный рост условных напряжений микрорезания K_m с уменьшением толщины среза до величины порядка $0,1$ мкм указывает на преобладание процесса резания над пластическим выдавливанием или упруго-пластическим оттеснением.

6. Получены данные по динамической прочности алмазных зерен различных марок – АС4, АС6, АРВ1, АС32 в ньютонах разрушающей

нагрузки и микрометрах предельных толщин среза при микрорезании. Произведено сравнение динамической и статической прочности зерен.

7. На основании результатов испытаний зерен на динамическую прочность вскрыты возможности и разработаны рекомендации по применению порошков дробленых балласов APB1 в шлифовальных кругах. Применение процесса АИШ раскрывает новые более широкие возможности использования кругов на металлических связках с зернами APB1.

8. По возрастанию работоспособности алмазные порошки располагаются в следующей последовательности: AC4, AC6, APB1, AC32. Показано, что при микрорезании сплавов КНТ16 и ТН20 в сравнении со сплавом Т15К6 коэффициент работоспособности R имеет более низкие значения.

9. Полученные закономерности и установленные зависимости параметров процесса микрорезания используются при реализации расчетов по математическим моделям.

ГЛАВА 4. ОСОБЕННОСТИ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ АЛМАЗНЫХ КРУГОВ С ОБРАБАТЫВАЕМЫМ МАТЕРИАЛОМ

Ошибки – это наука, позволяющая нам двигаться вперед.

Ченнинг

Перед ошибками захлопываем дверь.
В смятение Истина: «Как я пойду теперь».

Р. Тагор

Особенности взаимодействия рабочей поверхности круга с материалом при алмазно-искровом шлифовании твердых сплавов, в том числе безвольфрамовых, не изучены. В связи с этим представляет интерес анализ таких показателей процесса, как коэффициент шлифования, определяемый отношением тангенциальной силы резания к нормальной, и энергоемкость шлифования, являющаяся энергетической характеристикой процесса и определяемая как работа, затрачиваемая на снятие определенного количества обрабатываемого материала. Механизм износа зерен в круге и состояние их режущей поверхности позволяет оценить качественную сторону взаимодействия обрабатываемой и режущей поверхности. Характер этого взаимодействия во многом зависит от электрических параметров процесса, влияющих на состояние рабочей поверхности круга и поверхностного слоя деталей, на устойчивость процесса.

4.1. Выбор электрических параметров АИШ

Результаты ряда работ [11, 66, 120, 202] показывают, что из известных серийно выпускаемых генераторов импульсов предпочтение по ос-

новным техническим характеристикам следует отдать высокочастотным, способным формировать и подавать в зону резания импульсы в том частотном диапазоне, в котором образуется стружка при шлифовании. Поэтому в качестве источника тока был выбран генератор импульсов ШГИ 40-440, имеющий более широкий диапазон регулирования электрических параметров, потребляющий меньшую мощность по сравнению с другими генераторами этого типа.

В опубликованных ранее работах [11, 14, 61, 66, 68] отмечается, что для достижения самозатачивающего, обеспечивающего развитость режущей поверхности алмазного круга, следует работать с обратной полярностью, при которой анодом является круг, а катодом – обрабатываемый материал. При этом устойчивое состояние рельефа круга, обеспечивающее необходимую производительность, достигается при меньшей энергии эрозионных разрядов и, следовательно, при более благоприятном качестве поверхностного слоя.

Энергию единичных искровых разрядов наиболее удобно изменять варьированием частоты и скважности импульсов, рассчитывая по формуле:

$$\mathcal{E} = I_{cp} U_{cp} \tau, \quad (4.1)$$

где I_{cp} , U_{cp} – среднее значение силы тока и напряжения в межэлектродном промежутке; τ – время действия единичного импульса, которое определяется из соотношения:

$$\tau = \frac{1}{fn_{скв}}, \quad (4.2)$$

при этом f – частота следования импульсов; $n_{скв}$ – скважность.

Выбор энергии единичных разрядов при шлифовании твердых сплавов, а также твердых сплавов совместно со сталью осуществлялся из условия обеспечения минимальной удельной себестоимости обработки; при

этом фиксировались также производительность и относительный расход алмазов.

Анализ результатов исследований (рис. 4.1) при обработке сплавов Т15К6 и ТН20 показывает, что наименьшие значения удельной себестоимости обработки получены при шлифовании с введением дополнительной энергии единичных разрядов $11 \cdot 10^{-4}$ Дж (частота импульсов 88 кГц). При этом относительный расход алмазов составляет 1,76 и 4,75 мг/г, а производительность 549,8 и 435,3 мм³/мин. Увеличение энергии единичных разрядов способствует некоторому повышению производительности, но при этом за счет более интенсивного износа возрастает удельная себестоимость обработки. Следует отметить, что при изменении энергии разрядов в диапазоне от $14 \cdot 10^{-4}$ до $5 \cdot 10^{-4}$ Дж показатели работоспособности имеют близкие значения.

Оценка производительности шлифования сплавов Т15К6 и ТН20 во времени для найденного оптимального значения частоты следования импульсов показывает, что она поддерживается на высоком уровне и лишь в первые 2 – 3 минуты шлифования наблюдается незначительное снижение ее, связанное с малозаметным изменением высотной характеристики режущего рельефа в этот период.

При обычной алмазной обработке в аналогичных условиях производительность непрерывно падает вследствие засаливания круга и уже через 20 минут работы составляет примерно 100 мм³/мин. Сравнение показателей работоспособности кругов в условиях алмазного и алмазно-искрового шлифования свидетельствует о преимуществе последнего (табл. 4.1). АИШ повышает производительность шлифования в два и более раз, снижает себестоимость и относительный расход алмазов по сравнению с обычным алмазным шлифованием.

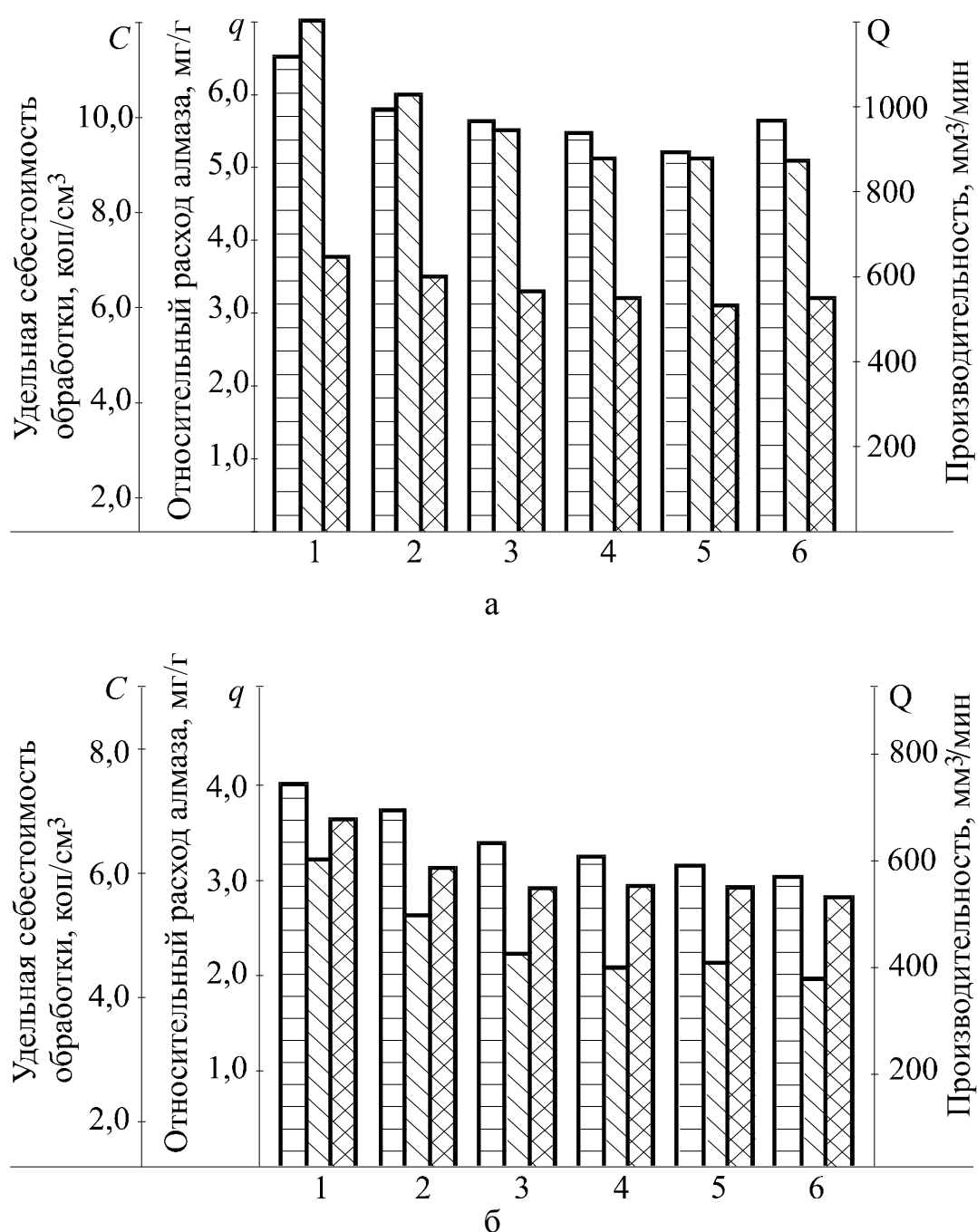


Рис. 4.1. Влияние энергии единичных разрядов на показатели работоспособности кругов при АИШ:

□ – C, ▨ – q, ▩ – Q;

круг 12A2-45° AC6 100/80 M1-01-100;

1 – $116 \cdot 10^{-4}$ Дж, 2 – $42 \cdot 10^{-4}$ Дж, 3 – $21 \cdot 10^{-4}$ Дж,

4 – $14 \cdot 10^{-4}$ Дж, 5 – $11 \cdot 10^{-4}$ Дж, 6 – $5 \cdot 10^{-4}$ Дж;

а – обрабатываемый материал ТН20, режимы шлифования:

$P = 1,4$ МПа, $V = 35$ м/с;

б – обрабатываемый материал Т15К6, режимы шлифования:

$P = 1,2$ МПа, $V = 25$ м/с

Сохранение высокого уровня производительности обеспечивается стабилизацией режущей поверхности алмазного круга, достижением ее устойчивого состояния, характеризуемого постоянным значением модальной высоты (H_{mod}) выступания зерен; наибольшая высота выступания зерен – менее надежная величина, в большей степени подверженная воздействию случайных факторов. Возможность сохранения постоянной высотной характеристики профиля (H_{mod}) в процессе АИШ при каких-то конкретных режимах резания позволяет заключить, что при этом создаются наиболее благоприятные условия взаимодействия обрабатываемого материала и режущей поверхности круга. По понятным причинам изменение режимов, например скорости шлифования, приведет к соответствующему изменению H_{mod} .

Таблица 4.1

Работоспособность кругов при обработке твердых сплавов

Материал	Вид шлифования	Показатели работоспособности		
		Q , мм ³ /мин	C , коп/см ³	q , мг/г
Т15К6	АИШ	543,8	6,92	1,76
	АШ	247,5	12,87	2,77
ТН20	АИШ	435,0	8,43	4,75
	АШ	193,4	16,35	7,21

В связи с этим был сформулирован способ определения оптимальной скорости шлифования, который заключается в том, что в качестве исходного параметра выбирают значение модальной высоты зерен шлифовального круга, определяют его при различных скоростях шлифования и находят оптимальную скорость, как скорость, при которой значение H_{mod} будет наибольшим. Данный способ защищен авторским свидетельством [5].

Следует иметь в виду, что при обработке других материалов для получения устойчивого состояния рельефа круга потребуются иные дозиро-

ванное введение дополнительной энергии в зону резания. Например, при шлифовании твердого сплава совместно со сталью условия контакта с алмазным кругом создают предпосылки (стальная стружка, большая длина среза, физико-химическое взаимодействие), способствующие более интенсивному засаливанию и притуплению круга. В связи с этим, для сохранения развитого рельефа, обеспечивающего высокие показатели работоспособности кругов, появляется необходимость увеличения энергии единичных разрядов.

Результат экспериментов по влиянию энергии, скважности и частоты импульсов на работоспособность алмазных кругов при АИШ Т15К6 и ТН20 совместно со сталью СТ45 показали, что наименьшее значение удельной себестоимости обработки получено при шлифовании с введением энергии единичных разрядов $21 \cdot 10^{-4}$ Дж ($f = 44$ кГц, $n_{скв} = 2$) (рис. 4.2). При этом относительный расход алмазов составил 1,4 и 3,0 мг/г, а производительность – 760 и 690 м³/мин.

Уменьшение скважности приводит к росту производительности и, вместе с тем, к более интенсивной правке и соответственно повышению износа круга. Зависимость удельной себестоимости обработки от частоты импульсов имеет экстремальный характер. Он связан с различным влиянием энергии единичных разрядов на производительность шлифования и износ алмазного круга. Увеличение частоты от 8 до 66 кГц вызывает более интенсивное уменьшение износа по сравнению с производительностью, что приводит к снижению удельной себестоимости C_{yd} и относительного расхода q . Дальнейшее повышение частоты импульсов ($\mathcal{E} < 14 \cdot 10^{-4}$ Дж) способствует преобладающему уменьшению производительности по сравнению с износом круга, в связи с чем C_{yd} и q возрастают.

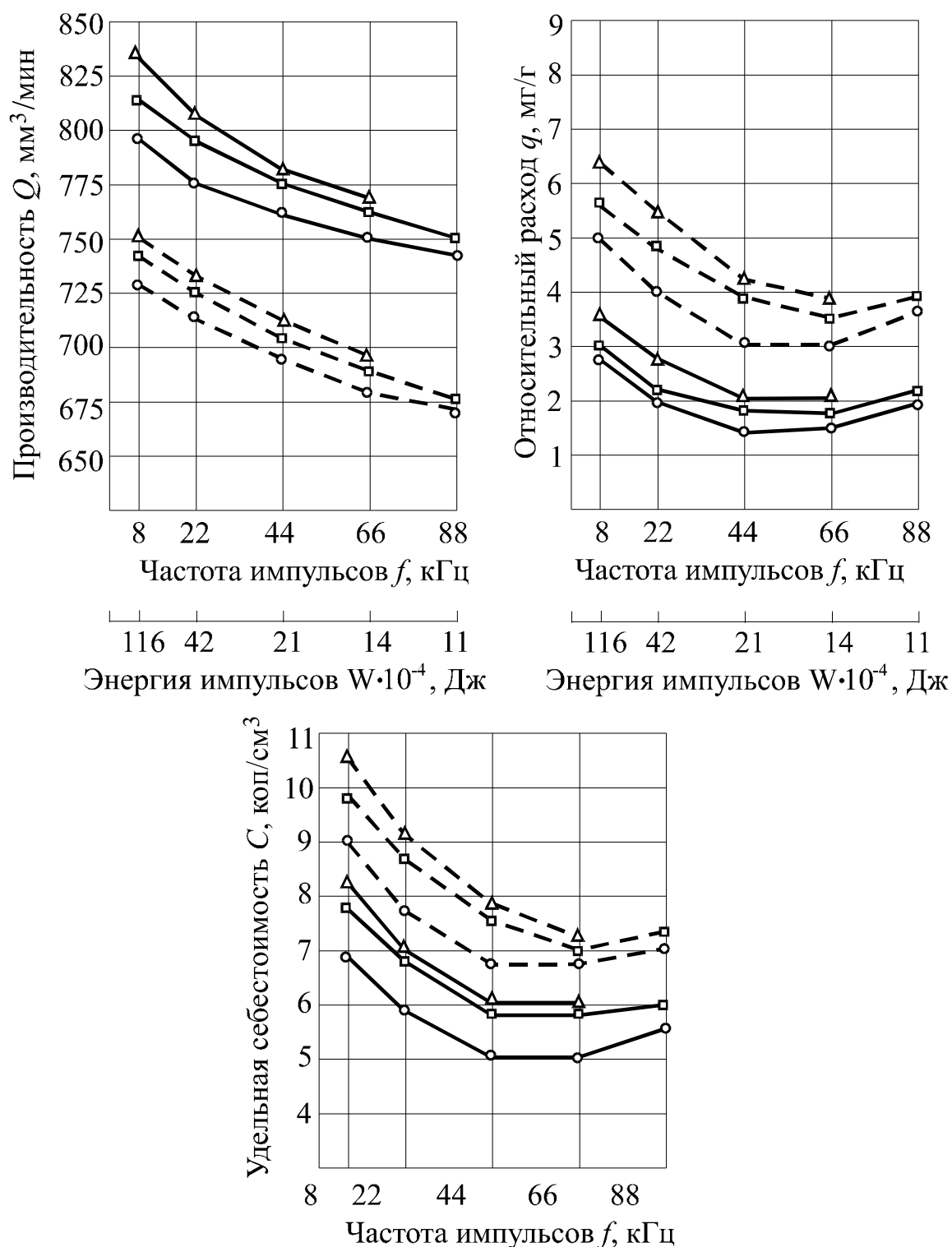


Рис. 4.2. Влияние параметров импульсного тока на работоспособность алмазных кругов: условия шлифования: $P = 1,0$ МПа, $V = 25$ м/с, круг 12A2-45° AC6 100/80 M1-01-4, Δ — скважность 1,25, \square — скважность 1,5, \circ — скважность 2,0; обрабатываемый материал: — — — T15K6+сталь 45, — — — — — TN20+сталь 45

Из экспериментальных данных следует, что с увеличением f и $n_{скв}$ кривая съема материала снижается, так как при этом уменьшается длительность импульсов, среднее номинальное значение тока и соответственно энергия единичных разрядов.

Как известно, в процессе электроэрозионной обработки форма импульса имеет существенное значение. Однако при АИШ она практически не оказывает влияния на показатели работоспособности алмазных кругов [66, 120].

Вместе с тем, при работе с короткими импульсами некоторое предпочтение рекомендуется отдавать импульсам с крупным фронтом подъема тока, т. е. прямоугольным [66, 120], так как они обеспечивают локализацию энергии на поверхности срезаемого материала и удаляемой стружки, что повышает эффективность эрозионного воздействия.

При алмазно-искровом шлифовании твердого сплава совместно со сталью имеет место характерная особенность, связанная с более частым переключением межэлектродного зазора удлиненной стальной стружкой (по сравнению с твердосплавной), что способствует увеличению количества разрядов в зоне шлифования и их длительности. В связи с этим стальная державка может выполнять как бы роль дополнительного правящего электрода и способствовать поддержанию режущей способности алмазного круга.

Сравнительная оценка качества обработанной поверхности при алмазном и алмазно-искровом шлифовании также выявляет преимущества последнего. Если при АИШ твердого сплава Т15К6 уровень остаточных сжимающих напряжений в обеих фазах остается практически неизменным, то при обычной алмазной обработке кругом 12А2-45° АС6 100/80 М1-01-4 уже после первой минуты работы остаточные напряжения в карбидных фазах вольфрама (WC) и титана (TiC) по сравнению с АИШ снижаются соот-

ветственно от $-1,65$ до $-1,45$ ГПа и от $-0,65$ до $-0,50$ ГПа. После 20 минут работы значения остаточных напряжений сжатия снижаются в фазе WC до $-0,35$ ГПа, а в фазе (TiW)C до $-0,10$ ГПа, т. е. примерно в 5 раз. Отмеченное изменение остаточных напряжений объясняется увеличивающимся вкладом теплового фактора в их формировании по мере притупления алмазного круга. Уменьшение уровня сжимающих напряжений в карбидных фазах снижает износостойкость резцов из сплава T15K6.

При алмазно-искровом шлифовании твердых сплавов механизм формирования остаточных напряжений иной. В этом случае превалирует силовой фактор в их образовании, что объясняется активным самозатачиванием, развитостью режущего рельефа круга [85, 189, 190].

Таким образом, анализ электрических параметров АИШ позволил обосновать выбор источника тока и установить его электрические характеристики, которые обеспечивают высокую работоспособность алмазных кругов при минимальных затратах.

4.2. Анализ коэффициентов шлифования

Для оценки обрабатываемости различных материалов существует ряд критериев, отражающих силовые зависимости, напряженность процесса шлифования. Одним из наиболее распространенных критериев является коэффициент шлифования $K_{ш} = \frac{P_z}{P_y}$ [17, 122, 135]. Он отражает процесс резания в динамике, влияние температурно-скоростного фактора, свойств обрабатываемого материала, состояние рабочей поверхности круга.

Коэффициент шлифования, как правило, меньше единицы, а при определенных условиях его значение может приближаться к коэффициенту

ту трения пары – притупленный шлифовальный круг и обрабатываемый материал.

При больших значениях коэффициента шлифования взаимодействие абразивного инструмента с материалом более эффективно. Следует также отметить, что в условиях упругого шлифования большему значению силы P_z соответствует лучшая обрабатываемость материала, так как тангенциальное усилие определяется суммарным мгновенным сечением среза.

Измерение силы P_z при постоянной задаваемой силе P_y осуществлялось с помощью специального динамометра (рис. 4.3), устанавливаемого на приспособление для упругого шлифования. За счет совмещения осей заготовки и тензометрической балки, ее разгрузки от сжимающих усилий с помощью шарнира, устанавливаемого в передней части, исключается влияние нормальной силы P_y на измеряемую тангенциальную силу P_z . Между опорами с двух сторон наклеены по два фольговых тензорезистора сопротивления типа 2ФКТК с сопротивлением по 100 ом каждый, которые закреплялись с помощью эпоксидного клея холодного отверждения. Датчики соединялись (попарно) последовательно, а затем – в полумост. При деформации балки измерялось сопротивление в плечах полумоста, которое усиливалось тензометрическим усилителем ТА-5, имеющим настроенный полумост. Изменяющееся, в зависимости от тангенциальных усилий, сопротивление тензодатчиков регистрируется с помощью осциллографа Н102, а также миллиамперметра.

Тарировочные графики получены статическим нагружением при различных коэффициентах усиления и постоянном вылете образца.

Изучение влияния различных факторов и условий взаимодействия на силы резания позволило оценить коэффициенты шлифования. С увеличением нормального давления при обычном алмазном шлифовании твердых сплавов, несмотря на рост силы P_z , коэффициент шлифования снижается

(рис. 4.4). Из-за притупления алмазных зерен при повышенных нагрузках темп роста глубины их внедрения замедляется, а значит – и суммарного сечения среза; доля «чистого» резания уменьшается, а доля трения связки (проскальзывания) об обрабатываемый материал возрастает; по-видимому температурное размягчение поверхностных слоев твердых сплавов при увеличении нагрузки также способствует снижению степени роста силы P_z .

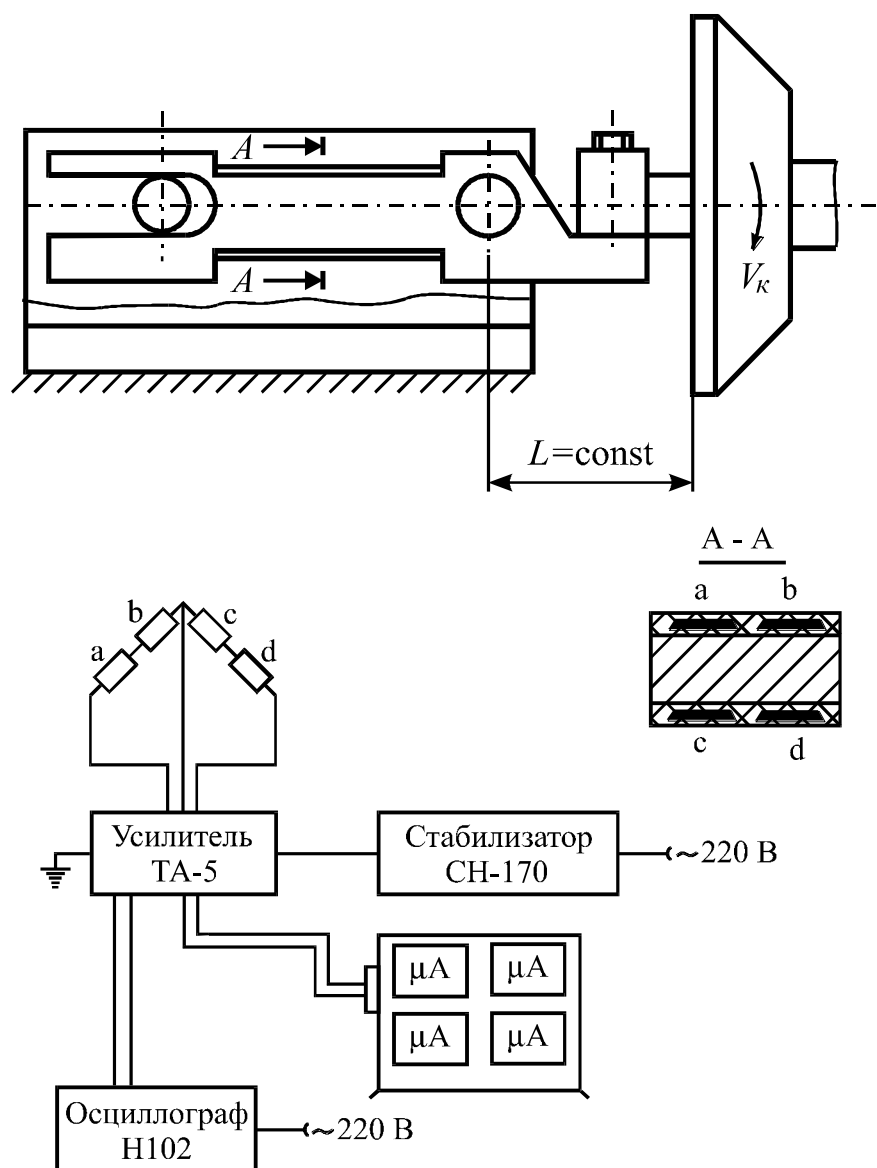


Рис. 4.3. Схема динамометра

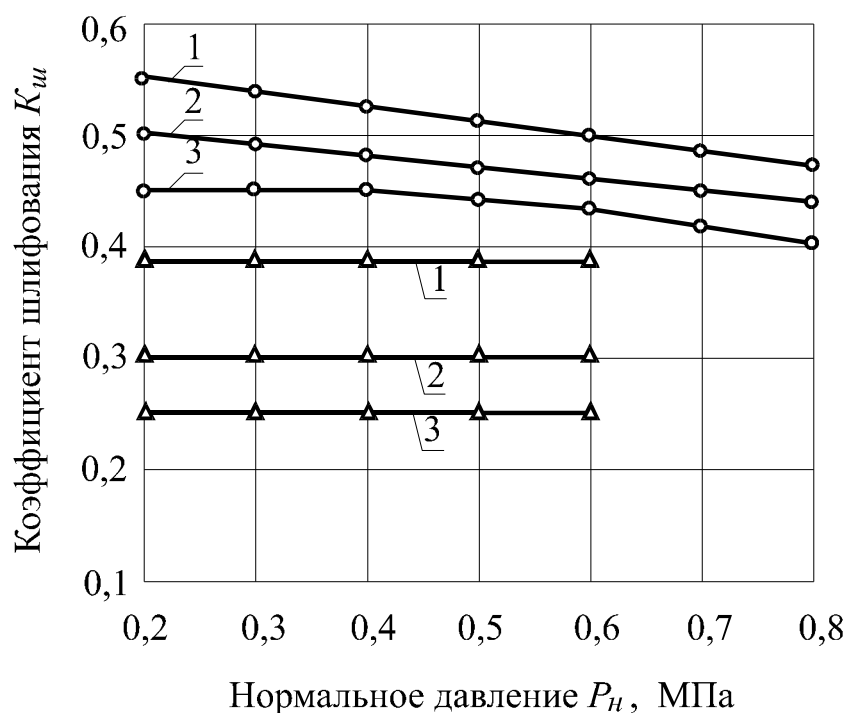


Рис. 4.4. Влияние нормального давления на коэффициент шлифования при алмазной обработке: 1 – ТН20; 2 – КНТ16; 3 – Т15К6.

Условия обработки: $V = 25$ м/с;

○ – круг 12А2-45° АС4 100/80 Б1-01-4;

△ – круг 12А2-45° Б1-01

В условиях АИШ во всем диапазоне увеличения нормальных давлений $K_{ш}$ возрастает (рис. 4.5), что объясняется развитостью рабочей поверхности круга, высокой внедряемостью режущих микрокромки и, как следствие, опережающим ростом силы P_z . Особенно заметен рост $K_{ш}$ для сплавов Т15К6 и ТН20 в диапазоне P_n от 0,4 до 1,2 МПа. Дальнейшее повышение нормального давления приводит к замедлению роста силы P_z из-за некоторого притупления режущих элементов и периодически появляющейся вероятности контакта связки круга с обрабатываемым материалом. Незначительное повышение $K_{ш}$ сплава КНТ-16 объясняется худшей внедряемостью режущей поверхности, что связано с большей степенью притупления микрокромки алмазных зерен.

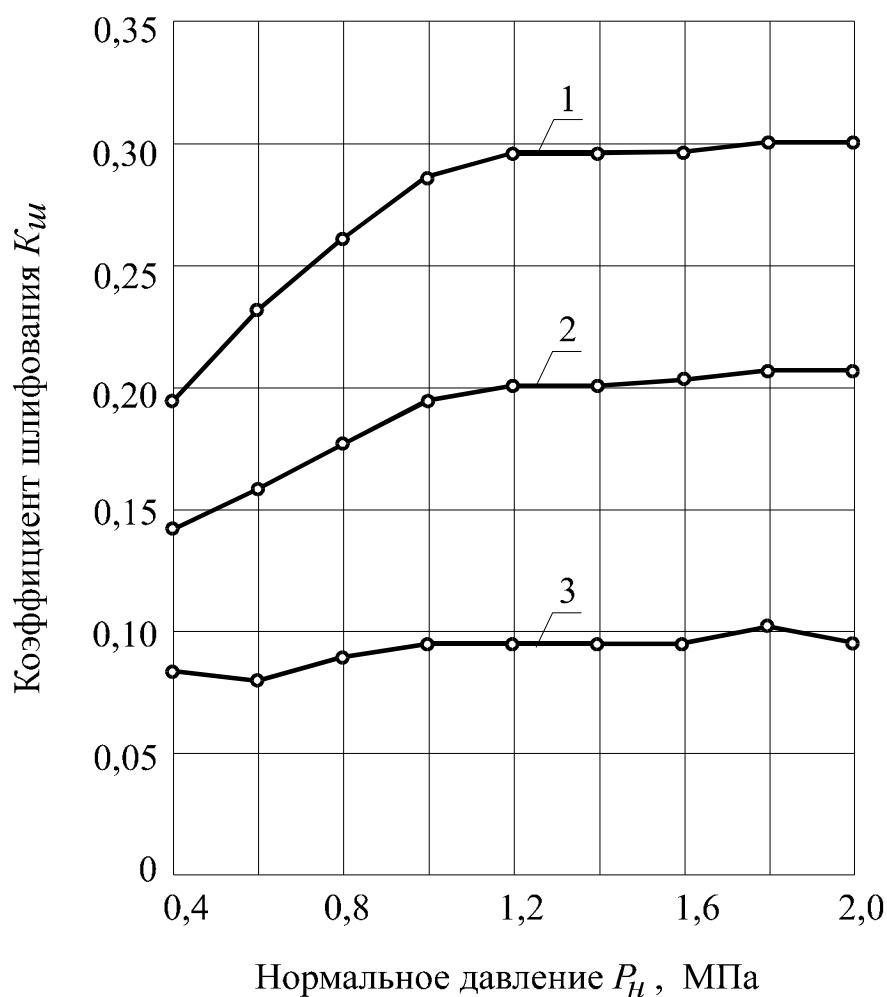


Рис. 4.5. Влияние нормального давления на коэффициент шлифования при АИШ: 1 – Т15К6; 2 – ТН20; 3 – КНТ16.

Условия шлифования: $V = 25$ м/с; круг 12А2-45° АС6 100/80 М1-01-4

Представляет интерес принципиальное различие в порядке расположения кривых $K_{ш}$ при алмазном и алмазно-искровом шлифовании различных сплавов, что вызвано характерными условиями взаимодействия кругов и обрабатываемых материалов. При алмазном шлифовании наибольшее значение $K_{ш}$ наблюдается у сплава ТН20, наименьшее – у сплава Т15К6, а при АИШ – наоборот. Это объясняется различными условиями контактирования и их влиянием на соотношение усилий резания; механизм резания алмазным инструментом определяется суммарным взаимодействием алмазных зерен и связки с обрабатываемым материалом

[158, 166]. При этом связка рассматривается не только как средство удержания зерен, но и как самостоятельный фактор взаимодействия алмазного круга с обрабатываемым материалом, существенно влияющим на процесс резания.

Для обоснования отмеченных выше различий в уровнях расположения зависимостей $K_{ин}$ были проведены специальные исследования безалмазным кругом на связке Б1-01 по определению коэффициентов трения между твердыми сплавами и материалом связки (см. рис. 4.4). Сравнительный анализ коэффициентов шлифования при алмазном шлифовании и коэффициентов трения показывает их одинаковый относительный характер расположения – наибольшие значения имеют место для сплава ТН20, наименьшие – для Т15К6. Это позволяет сделать вывод, что на тангенциальную силу резания P_z при алмазном шлифовании превалирующее влияние оказывает трение связки.

В условиях АИШ порядок расположения зависимостей $K_{ин}$ для этих же сплавов, как уже отмечалось, иной, а именно – он соответствует расположению коэффициентов микрорезания при взаимодействии единичных алмазных зерен с теми же сплавами. Следовательно, при АИШ взаимодействие обрабатываемого материала с кругом определяется в основном характером контактирования его с алмазными зернами, трение связки занимает небольшую долю в общей работе шлифования и оказывает слабое влияние на изменение тангенциальной силы P_z .

В связи с изложенным следует отметить, что величина $K_{ин}$ не может однозначно характеризовать режущие свойства круга либо обрабатываемость материалов без конкретизации вида шлифования. Только в условиях шлифования, когда режущая поверхность приобретает устойчивый рельеф, и круг работает в режиме самозатачивания при весьма незначительном контакте связки с материалом, по величине $K_{ин}$ можно устанавливать

сравнительную обрабатываемость сплавов, а именно – большим значениям $K_{ш}$ соответствует лучшая обрабатываемость. В условиях же обычного алмазного шлифования лучшая обрабатываемость может соответствовать меньшим значениям $K_{ш}$ – здесь сказывается фактор более медленного сглаживания рельефа круга, что позволяет ему сохранять разновысотность и уменьшить участие связки во взаимодействии с материалом.

При рассматриваемых видах шлифования обнаруживаются и особенности влияния скорости резания на $K_{ш}$. Уменьшение значений $K_{ш}$ с ростом скорости при алмазном шлифовании связано со снижением силы P_z за счет роста температуры в зоне обработки и некоторого размягчения поверхностного слоя (связующего, особенно в составе безвольфрамовых твердых сплавов) (рис. 4.6).

При АИШ изменение скорости резания от 15 до 45 м/с практически не оказывает влияния на $K_{ш}$, что связано с постоянством сил резания, обусловленных, по-видимому, постоянством коэффициентов трения алмаза в зоне высоких скоростей. Известно, что при точении материалов, не вступающих во взаимодействие с алмазом, силы резания с увеличением скорости также не изменяются [60].

Концентрация алмазов оказывает более заметное влияние на $K_{ш}$, чем зернистость. Как при алмазном, так и при алмазно-искровом шлифовании изменение зернистости в диапазоне от 50/40 до 160/125 несущественно влияет на $K_{ш}$. С ростом концентрации в условиях алмазного шлифования $K_{ш}$ снижается, что вызвано уменьшением сил P_z за счет ослабления доли трения связки (рис. 4.7). В условиях АИШ повышение концентрации алмазов приводит к некоторому увеличению $K_{ш}$, что объясняется ростом сил резания в связи с количественным фактором и соответственно возрастанием суммарного сечения среза (табл. 4.2, условия

шлифования: круг 12A2-45° AC6 100/80 M1-01-4; $P_n = 1,4$ МПа; $V = 25$ м/с).

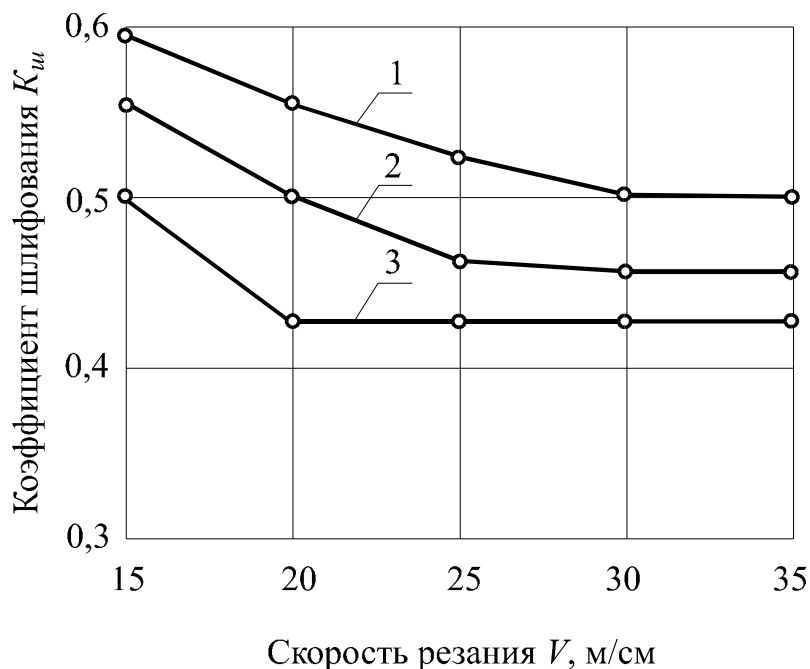


Рис. 4.6. Влияние скорости резания на коэффициент шлифования при алмазном шлифовании: 1 – T15K6; 2 – ТН20; 3 – КНТ16.
Условия шлифования: $P_n = 0,5$ МПа; круг 12A2-45° AC4 100/80 Б1-01-4

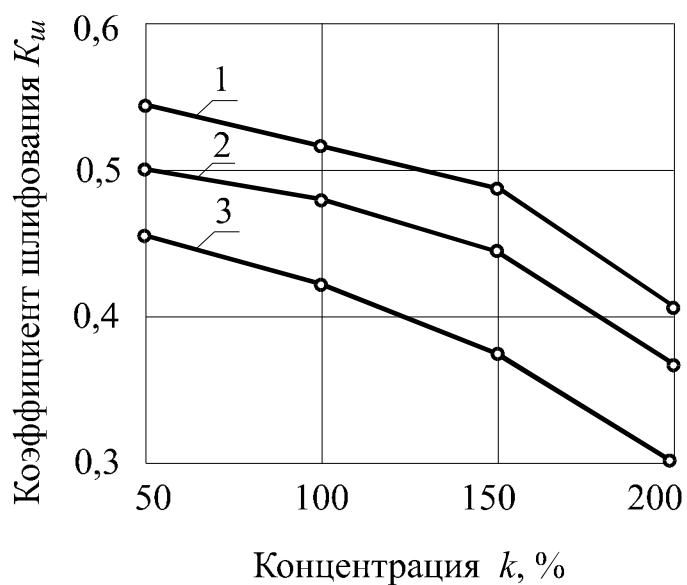


Рис. 4.7. Влияние относительной концентрации алмазов на коэффициент шлифования при алмазном шлифовании:

1 – ТН20; 2 – КНТ16; 3 – Т15К6.

Условия шлифования: круг 12А2-45° АС4 100/80 Б1-01-4;

$P_n = 0,5$ МПа; $V = 25$ м/с

Таблица 4.2

Влияние относительной концентрации алмазов на коэффициент
шлифования при алмазно-искровом шлифовании

Сплав	Концентрация			
	2	4	6	8
Т15К6	0,27	0,29	0,31	0,31
ТН20	0,19	0,20	0,20	0,21
КНТ16	0,08	0,09	0,09	0,09

При шлифовании твердого сплава совместно со сталью режущая поверхность круга засаливается более интенсивно, а сталь в составе композиции интенсифицирует износ алмазных зерен. Поэтому коэффициент шлифования при алмазной обработке с увеличением длительности процесса непрерывно снижается, а при АИШ в таких же условиях практически не изменяется (табл. 4.3, условия шлифования: круг 12А2-45° АС6 100/80 М1-01-4; $P_n = 1,0$ МПа; $V = 20$ м/с; материал – ТН20 + сталь 45).

Таблица 4.3

Влияние продолжительности шлифования на коэффициент шлифования

Вид шлифования	Время T , мин						
	2	4	6	8	10	12	14
АШ	0,42	0,34	0,28	0,26	0,23	0,20	0,18
АИШ	0,26	0,24	0,23	0,23	0,24	0,23	0,23

Характер зависимостей $K_{ш}$ от P_n сохраняется и при шлифовании композиции твердый сплав + сталь: при алмазном шлифовании $K_{ш}$ снижается, а при АИШ – возрастает (рис. 4.8).

Вместе с тем с увеличением скорости обработки при АИШ и при АШ композиций твердый сплав + сталь наблюдается снижение $K_{ш}$, что вызвано

некоторым снижением усилия P_z из-за уменьшения деформационного упрочнения шлифуемого материала и адгезионной силы трения [16, 17].

Выполненные исследования по АИШ твердых сплавов и композиций показали, что в основном при одинаковом характере изменений $K_{ш}$ различие состоит в абсолютной величине сил и коэффициентов шлифования, которые при обработке твердых сплавов меньше. Это различие привносится за счет стальной державки, поскольку ее твердость в 3 – 4 раза ниже, чем твердых сплавов, и для внедрения зерен требуются меньшие значения нормальных усилий P_y . Вместе с тем пластичность и вязкость стали являются причиной роста степени пластической деформации, сил сдвига, трения и соответственно тангенциальной составляющей силы резания P_z .

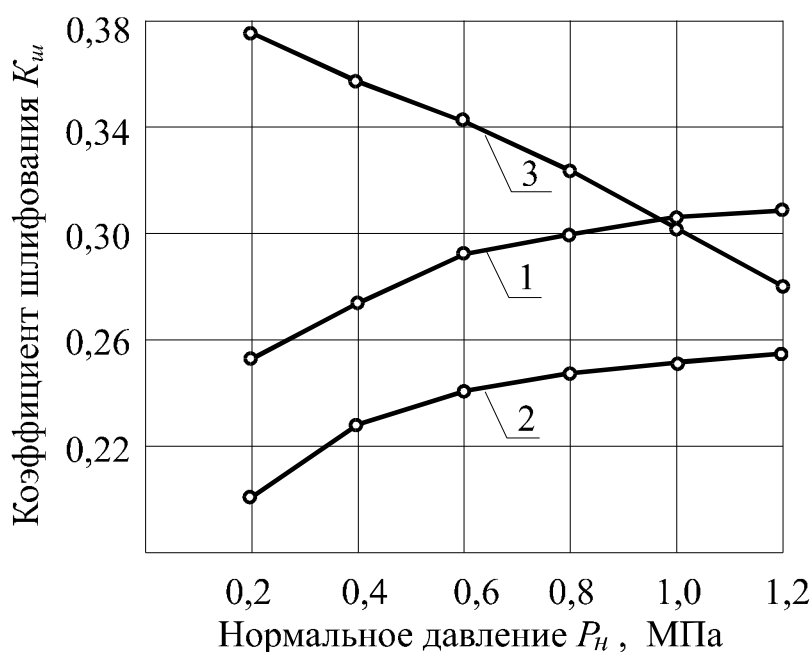


Рис. 4.8. Влияние нормального давления на коэффициент шлифования композиций твердых сплавов со сталью 45:

1 – Т15К6 + сталь 45 – АИШ; 2 – ТН20 + сталь 45 – АИШ;
3 – ТН20 + сталь 45 – АШ.

Условия шлифования: $V = 20$ м/с; круг 12А2-45° АС6 100/80 М1-01-4

В заключение следует заметить, что несколько большие значения силы P_z при АИШ композиций твердый сплав + сталь по сравнению с АИШ только твердого сплава не будет оказывать существенного влияния на эф-

фективность процесса, которая в любом случае будет выше, чем при обычном алмазном шлифовании.

4.3. Энергоемкость процесса шлифования

В процессе, обеспечивающем самозатачиваемость и устойчивое состояние режущей поверхности, для оценки обрабатываемости материалов и режущих свойств кругов удобно также пользоваться его энергетической характеристикой. В качестве критериев в основном применяют удельную энергоемкость B_m [112] и удельную работу шлифования $A_{y\partial}$ [135, 199].

Удельная энергоемкость шлифования оценивает энергию (работу A), расходуемую на снятие массы (ΔM) материала:

$$B_m = \frac{A}{\Delta M},$$

а удельная работа шлифования учитывает работу, затрачиваемую на объемный сьем:

$$A_{y\partial} = \frac{P_z V_k}{Q_m},$$

где P_z – тангенциальная сила резания, V_k – скорость резания, Q_m – производительность процесса.

На первый взгляд оба критерия однозначно характеризуют процесс. Действительно, если производить оценку условий шлифования при обработке конкретного материала, то критерии B_m и $A_{y\partial}$ будут в равной мере характеризовать энергетические затраты, приходящиеся на единицу объема или массы сошлифованного материала. Вместе с тем, при определении обрабатываемости различных материалов использование критерия $A_{y\partial}$ может дать неверное представление об энергетической характеристике процесса. Например, сравнительная оценка обрабатываемости сплавов Т15К6 и ТН20 показывает, что безвольфрамовый сплав хуже обрабатывается, производительность шлифования заметно ниже и т. д., и поэтому удельная энергоем-

кость его шлифования B_m естественно выше. Однако, учитывая, что плотность сплава ТН20 в два с лишним раза меньше плотности Т16К6, при пересчете на $A_{уд}$ при каких-то условиях обработки удельная работа шлифования безвольфрамового твердого сплава может оказаться ниже, чем сплава Т15К6. Поэтому при сравнении энергетических характеристик процесса шлифования различных материалов более целесообразно применять критерий B_m .

С другой стороны, при шлифовании различных композиций материалов с неодинаковыми физико-механическими свойствами, оценка энергетических затрат по удельной работе шлифования $A_{уд}$ (на единицу объема снятого материала) более достоверна и удобна.

Учитывая изложенное, в работе применялись оба критерия.

В условиях алмазно-искрового шлифования влияние нормального давления на удельную энергоемкость при обработке различных марок твердых сплавов проявляется неодинаково (табл. 4.4, условия шлифования: круг 12А2-45° АС6 100/80 М1-01-4; $V = 25$ м/с).

Таблица 4.4

Влияние нормального давления на B_m (Дж/г · 10³)

при алмазно-искровом шлифовании

Сплав	Нормальное давление P_n , МПа					
	0,8	1,0	1,2	1,4	1,6	1,8
Т15К6	5,1	5,1	5,2	5,0	4,9	5,0
ТН20	8,3	8,4	8,5	8,9	9,3	10,0

Для сплава Т15К6 удельная энергоемкость практически не изменяется, что объясняется пропорциональным темпом роста усилия P_z и производительности Q_m .

При обработке сплава ТН20 удельная энергоемкость несколько возрастает во всем диапазоне P_n , что связано с более интенсивным износом субмикроромок алмазных зерен, вследствие низкой теплопроводности сплава и высокой твердости карбидов титана; в этих условиях частично теряется способность режущих кромок внедряться и производить пропорциональный съем материала, поэтому рост энергетических затрат несколько опережает увеличение производительности.

Шлифование сплава КНТ16 характеризуется в несколько раз большим значением B_m , чем сплавов Т15К6 и ТН20. Так, для условий шлифования, соответствующих табл. 4.4 при $P_n = 1,2$ МПа, B_m сплава КНТ16 составляет 39,5, что в 7,5 раза выше, чем для сплава Т15К6 и в 4,5 раза выше, чем для сплава ТН20. Это, главным образом, объясняется крайне низкой производительностью шлифования.

Увеличение скорости резания приводит к некоторому увеличению энергетических затрат при шлифовании всех марок испытуемых сплавов (табл. 4.5, условия шлифования: круг 12А2-45° АС6 100/80 МВ1-4; $P = 1,4$ МПа).

Таблица 4.5

Влияние скорости резания на B_m (Дж/г · 10³)

при алмазно-искровом шлифовании

Сплав	Скорость резания, м/с					
	15	20	25	30	35	40
Т15К6	3,0	4,0	5,0	6,0	6,9	7,9
ТН20	5,9	7,6	8,9	10,3	11,4	12,6
КНТ16	25,0	28,9	33,0	37,9	42,0	46,6

Понятно, что увеличение скорости приводит к пропорциональному росту работы резания алмазными зернами, что играет главную роль в повышении энергоемкости процесса.

При повышении зернистости алмазных кругов наблюдается небольшой рост энергоемкости шлифования всех сплавов (табл. 4.6, условия шлифования: круг 12A2-45° AC6 M1-01-4; $P = 1,4$ МПа; $V = 25$ м/с). Режущая способность кругов меньших зернистостей, как уже отмечалось, при АИШ несколько выше, что и вызывает снижение B_m .

Таблица 4.6

Влияние зернистости кругов на B_m (Дж/г · 10³)

при алмазно-искровом шлифовании

Сплав	Зернистость кругов, мкм			
	50/40	100/80	160/125	200/160
T15K6	4,7	5,0	5,2	5,3
ТН20	8,4	8,9	9,0	9,1
КНТ16	30,9	33,0	34,4	35,1

Концентрация оказывает слабое, как и зернистость, влияние на энергоемкость процесса шлифования, но здесь с ростом концентрации B_m снижается, что объясняется, главным образом, повышением производительности. Сказывается, по-видимому, и уменьшение работы трения связки с материалом при возможном частичном ее контактировании (табл. 4.7, условия шлифования: круг 12A2-45° AC6 100/80 M1-01; $P = 1,4$ МПа; $V = 25$ м/с).

Таблица 4.7

Влияние относительной концентрации алмазов на B_m (Дж/г · 10³)

при алмазно-искровом шлифовании

Сплав	Относительная концентрация			
	50	100	150	200
T15K6	5,24	5,0	4,7	4,5
ТН20	9,2	8,9	8,6	8,2
КНТ16	35,2	33,0	31,3	30,4

Сравнение значений B_m при алмазном и алмазно-искровом шлифовании твердых сплавов показывает преимущество последнего. Для примера в табл. 4.8 приведены значения B_m при различных скоростях шлифования кругом на бакелитовой связке (условия шлифования: круг 12A2-45° AC4 100/80 Б1-01-100; $P = 0,5$ МПа).

Таблица 4.8

Влияние скорости на B_m ($\text{Дж/г} \cdot 10^3$)
при обычном алмазном шлифовании

Сплав	Скорость резания, м/с				
	15	20	25	30	35
T15K6	11,9	12,7	12,0	12,9	10,7
TH20	104,9	121,9	126,2	123,4	118,0
КНТ16	175,8	193,9	200,7	193,9	170,3

Сопоставление значений удельной энергоемкости шлифования показывает, что, например, при АИШ сплава T15K6 B_m примерно в 2,5 раза ниже, а сплава TH20 – в 15 раз, что подтверждает высокую эффективность процесса.

В порядке ухудшения обрабатываемости, оцениваемой по удельной энергоемкости также, как и по другим показателям, шлифуемые сплавы можно расположить следующим образом: T15K6, TH20, КНТ16.

При шлифовании композиции твердый сплав + сталь энергетические затраты, как уже отмечалось, более целесообразно оценивать удельной работой шлифования ($A_{y\partial}$, Дж/м^3).

Анализ влияния продолжительности процесса на удельную работу показал, что $A_{y\partial}$ при алмазно-искровом шлифовании по мере увеличения объема снятого материала остается практически без изменения, а при ал-

мазном шлифовании возрастает (табл. 4.9, условия шлифования: круг 12A2-45° AC6 100/80 M1-01-4; $P = 1,4$ МПа; $V = 25$ м/с; обрабатываемый материал – ТН20 + сталь 45).

Таблица 4.9

Влияние продолжительности процесса на удельную работу шлифования $A_{уд}$ (Дж/м³)

Вид шлифования	Время шлифования, мин						
	2	4	6	8	10	12	14
АШ	138,0	144,0	148,0	153,0	157,0	160,0	164,0
АИШ	62,0	73,5	84,0	83,0	85,0	84,0	85,0

Более низкие значения удельной работы, примерно в два раза при АИШ, объясняются действием электрических разрядов на режущую поверхность круга и обрабатываемый материал. Это способствует снижению площади контакта, свободному протеканию процессов пластической деформации, стружкообразования, а также облегчению деформации в металле под действием электрического тока.

При алмазно-искровом шлифовании различных композиций обнаруживаются некоторые особенности влияния скорости резания на удельную работу (табл. 4.10, условия шлифования: круг 12A2-45° AC6 100/80 M1-01-4; $P = 1,0$ МПа). С увеличением V удельная работа шлифования материалов Т15К6 + сталь 45 возрастает пропорционально росту скорости, а при обработке ТН20 + сталь 45 $A_{уд}$ вначале несколько снижается (до $V = 30$ м/с), а затем возрастает, что объясняется соответствующим изменением съема материала. При этом обработка ТН20 + сталь 45 с $V < 30$ м/с сопровождается большей удельной работой, а с $V > 30$ м/с – меньшей по сравнению с АИШ Т15К6 + сталь 45.

Таблица 4.10

Влияние скорости резания на удельную работу $A_{уд}$ (Дж/м³)

при алмазно-искровом шлифовании

Обрабатываемый материал	Скорость резания. м/с					
	15	20	25	30	35	40
T15K6+сталь 45	46,0	57,0	68,0	81,0	94,0	109,0
TN20+сталь 45	78,0	74,0	73,0	72,0	75,0	77,0

Особенности влияния скорости шлифования на выходные параметры обработки, по нашему мнению, следует рассматривать применительно к конкретным, характерным для данного процесса условиям взаимодействия обрабатываемого материала и рабочей поверхности круга. Обычно при шлифовании твердых сплавов, сверхтвердых материалов алмазными кругами либо при работе абразивными кругами на керамических связках повышение скорости резания можно рассматривать как фактор, способствующий лучшему самозатачиванию кругов. При шлифовании сталей (обработка композиций твердый сплав + сталь с соотношением площади 1:1) увеличение скорости резания приводит к образованию большего количества сливных микростружек, которые заполняют межзеренные и межкромочные пространства, лишая режущий рельеф необходимой развитости; в этих условиях увеличение скорости резания может рассматриваться как фактор, вызывающий более интенсивное засаливание, чему в немалой степени способствует и возрастающая роль адгезионного взаимодействия стали и алмаза. Алмазно-искровое шлифование существенно нивелирует действие отмеченных факторов. Тем не менее, при больших скоростях полностью исключить засаливание рабочей поверхности круга не удастся. Следует заметить, что изменением электрических параметров можно добиться лучшего самозатачивания, но при этом в худшую сторону изменятся такие показатели процесса, как производительность и износ круга. Поэтому бо-

лее целесообразно ограничивать скорость резания. Например, меньшие значения $A_{уд}$ для материалов ТН20 + сталь 45 при $V > 30$ м/с связаны с большей склонностью безвольфрамового твердого сплава к хрупкому разрушению при возрастании термодинамических нагрузок, что приводит к более значительному изменению усилий P_z по сравнению с изменением производительности шлифования. Таким образом, применение скоростей резания свыше 30 м/с при АИШ безвольфрамового твердого сплава совместно со сталью нецелесообразно, так как может привести к образованию микротрещин и сколов на поверхности твердого сплава.

В заключение следует отметить, что удельная энергоемкость шлифования (B_m , $A_{уд}$) не может однозначно характеризовать эффективность процесса, так как ее низкое значение может быть получено при малой производительности и незначительное изменение может дать неправильное представление о процессе. Так, например, для сплавов Т15К6 и ТН20 изменение нормального давления незначительно влияет на удельную энергоемкость, в то же время производительность и удельная себестоимость — существенно отличаются. Благоприятные условия шлифования создаются при увеличении коэффициента шлифования и одновременном уменьшении B_m или $A_{уд}$.

В общем случае удельную энергоемкость целесообразно оценивать в интервалах варьирования факторов процесса, обеспечивающих нахождение оптимального значения качества и производительности.

4.4. Особенности износа зерен в кругах

Износу алмазных кругов посвящено достаточно много работ [19, 40, 75, 109, 159, 216]. В наших публикациях также рассмотрены вопросы износа алмазных кругов при шлифовании различных материалов [158, 160, 167, 182]. Показано, что в зависимости от условий шлифования алмазные зерна в кругах могут быть подвержены различным видам износа: сколы, микровыкрашивания, абразивный износ, окислительный износ и графитизация; были установлены и проиллюстрированы возможность пластических сдвигов на поверхности алмаза, а также характерные признаки адгезионного и диффузионного видов износа (после работ Лоладзе Т. Н. и Бокучавы Т. В.). Поэтому в данном разделе представляется целесообразным рассмотреть особенности износа при шлифовании твердых сплавов, в том числе безвольфрамовых в условиях АИШ.

Высокая производительность алмазно-искрового шлифования и превалирование силового фактора в формировании поверхностного слоя объясняется развитым состоянием режущей поверхности кругов. «Засаливание» круга в целом, т. е. заполнение межзеренных пространств продуктами шлифования, не обнаруживается. Действие разрядов способствует удалению и оплавлению образующихся стружек, чем обеспечивается активное выступание зерен (рис. 4.9, а, б). Отдельные стружки могут налипать на контактирующие с материалом режущие кромки и не подвергаться действию разрядов, так как зерно нетокопроводно (рис. 4.10, а, б).

Если засаливание круга при АИШ в силу действия разрядов не происходит, то заполнение межкромочных пространств зерна срезаемыми микростружками в начальной стадии исключить невозможно; поэтому субмикрорельеф зерна может частично потерять активность (рис. 4.11, а, б, в).

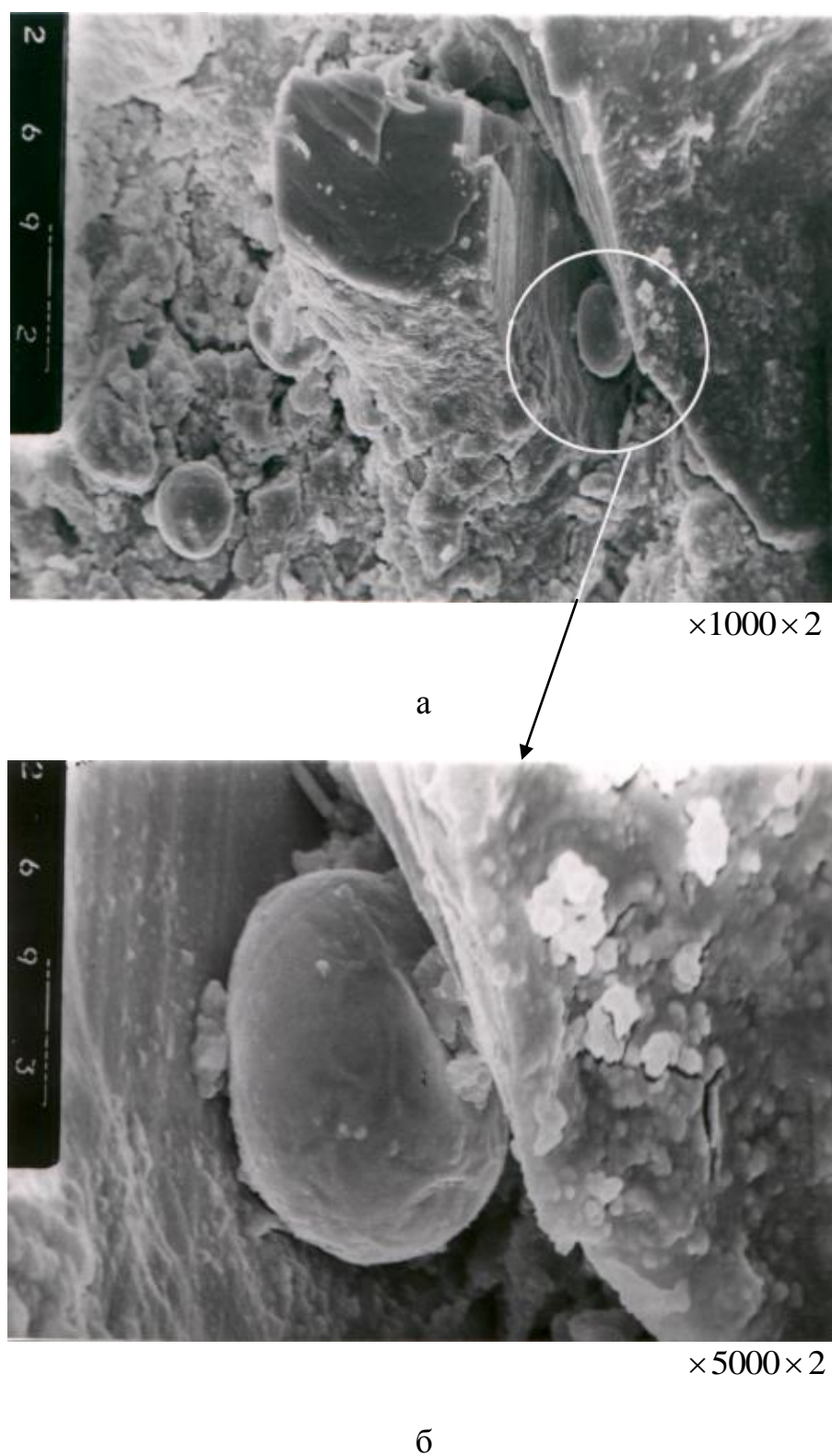


Рис. 4.9. Активное выступание зерна и оплавление продуктов шлифования: Условия АИШ: $P = 1,4$ МПа; $V = 30$ м/с; $f = 88$ кГц; материал ТН20; круг 12А2-45° АС6 100/80 М1-01-4

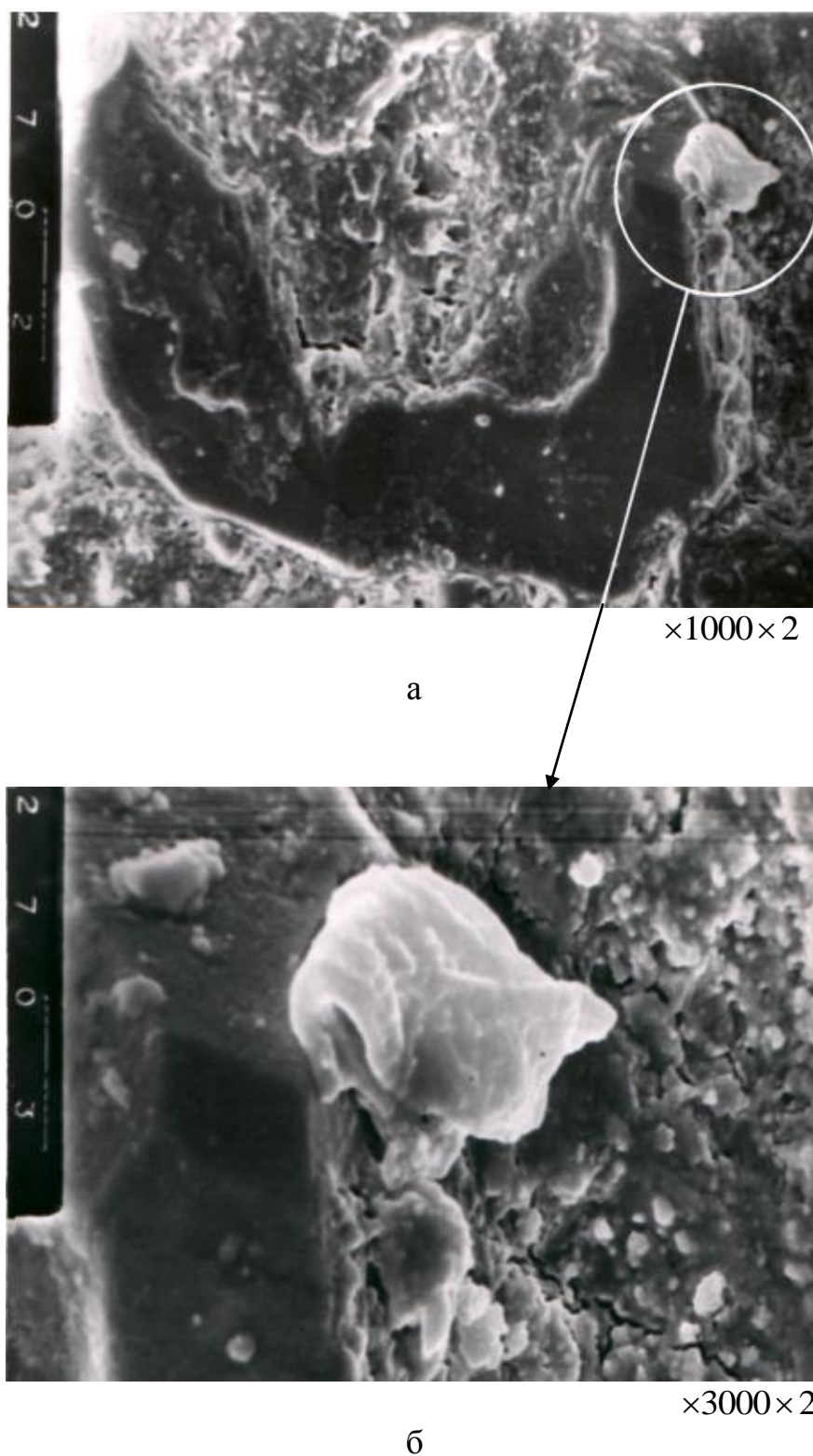


Рис. 4.10. Налипание стружки на режущую кромку зерна:
Условия АИШ: $P = 1,4$ МПа; $V = 30$ м/с; $f = 88$ кГц;
материал ТН20; круг 12A2-45° AC6 100/80 MB1-4

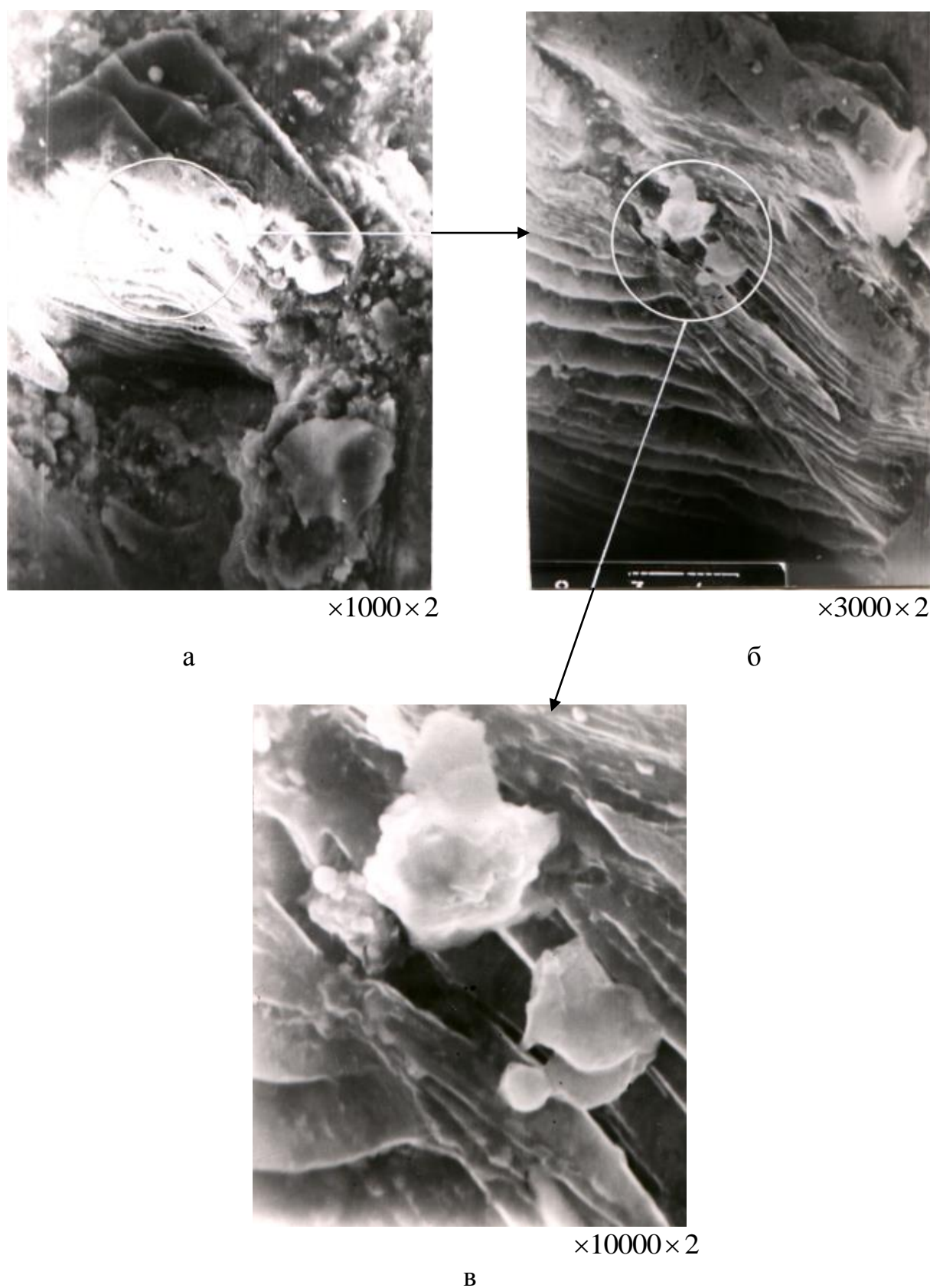


Рис. 4.11. Межкромочное засаливание микростружками:
Условия АИШ: $P = 2,0$ МПа; $V = 30$ м/с; $f = 88$ кГц;
материал Т15К6; круг 12А2-45° АС6 100/80 М1-01-4

Однако при более обширном покрытии поверхности зерна частицами обрабатываемого материала появляется вероятность контакта со срезаемой стружкой, в результате чего действие разряда может быть направлено не только в межзеренное пространство, но и на зерно. Это способствует локальному разрушению участка зерна; при этом активизируется как режущая поверхность собственно зерна, так и круга, т. е. обеспечивается самозатачиваемость кромок (рис. 4.12, а, б, в).

В процессе взаимодействия алмазных зерен с твердым сплавом площадок износа, как правило, не возникает, поверхность зерен весьма развита, причем размеры отдельных субмикрокромки могут составлять доли микрометра (рис. 4.11, б; рис. 4.13; рис. 4.14).

Шлифование твердых сплавов может сопровождаться усталостным характером износа зерен, либо отдельных их кромок. Известно, что появление кольцевых трещин на поверхности алмаза является следствием того, что алмаз неоднократно подвергается напряжениям; причем трещины появляются при напряжениях, значительно меньших, чем при единичном нагружении [206]. Кольцевые трещины характерны для поверхностей контакта алмазных зерен с твердыми сплавами (рис. 4.15, а, б; рис. 4.16, а, б; рис. 4.12, б, в). От первичных трещин начинают ветвиться новые микротрещины, которые также приобретают кольцеобразный характер (рис. 4.16, б). Можно сделать вывод, что усталостные процессы при износе алмазных зерен в кругах существенны, они способствуют сколам отдельных участков зерен (рис. 4.15) и микровыкрашиваниям режущих кромок.

Следует иметь в виду, что в отдельных случаях при большей энергии импульсов (частота следования $f = 22$ кГц) наблюдается более интенсивное воздействие разрядов на отдельные участки зерна, в результате чего может иметь место вязкое разрушение кромок (рис. 4.17).

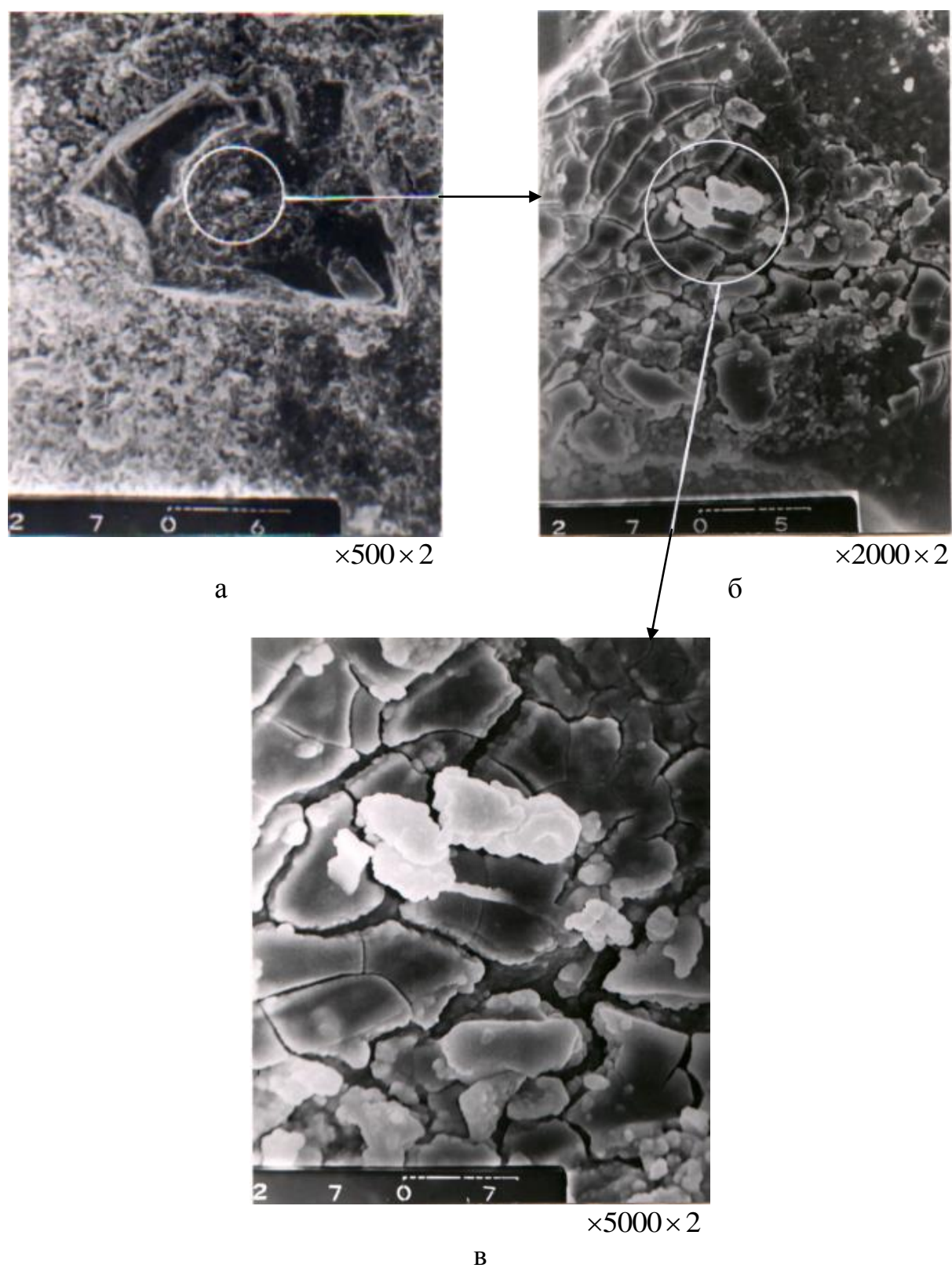


Рис. 4.12. Локальное разрушение участка зерна: Условия АИШ: $P = 2,0$ МПа; $V = 30$ м/с; $f = 88$ кГц; материал ТН20; круг 12A2-45° AC6 100/80 MB1-4

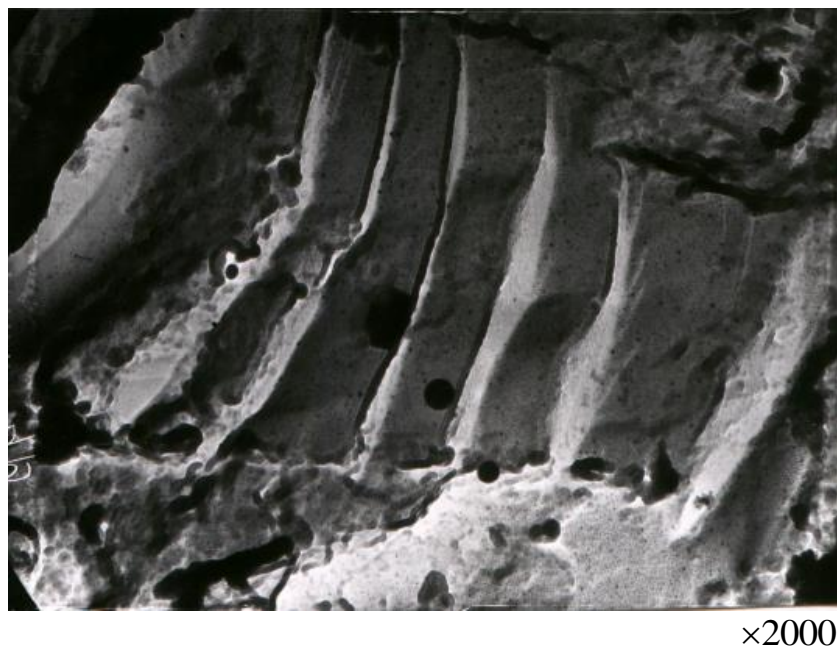
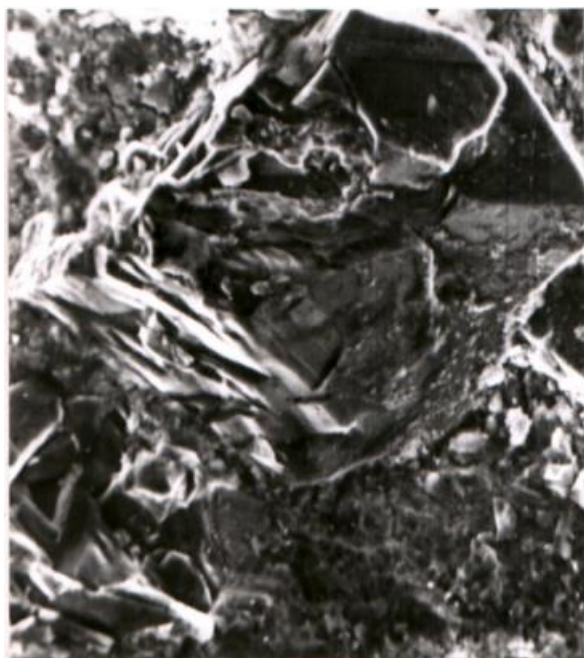


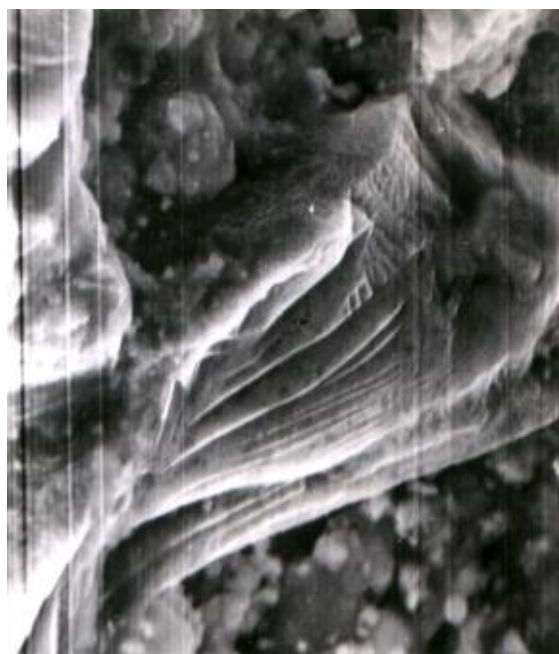
Рис. 4.13. Развитый рельеф зерна с субмикроморфами после террасообразного скола:

Условия АИШ: $P = 1,2$ МПа; $V = 25$ м/с; $f = 88$ кГц;
материал ТН20; круг 12А2-45° АС6 100/80 МВ1-4



×500×2

а



×3000×2

б

Рис. 4.14. Субмикроморфами алмазного зерна: Условия АИШ:

$P = 1,2$ МПа; $V = 25$ м/с; $f = 88$ кГц; материал Т15К6;
круг 12А2-45° АС6 100/80 МВ1-4

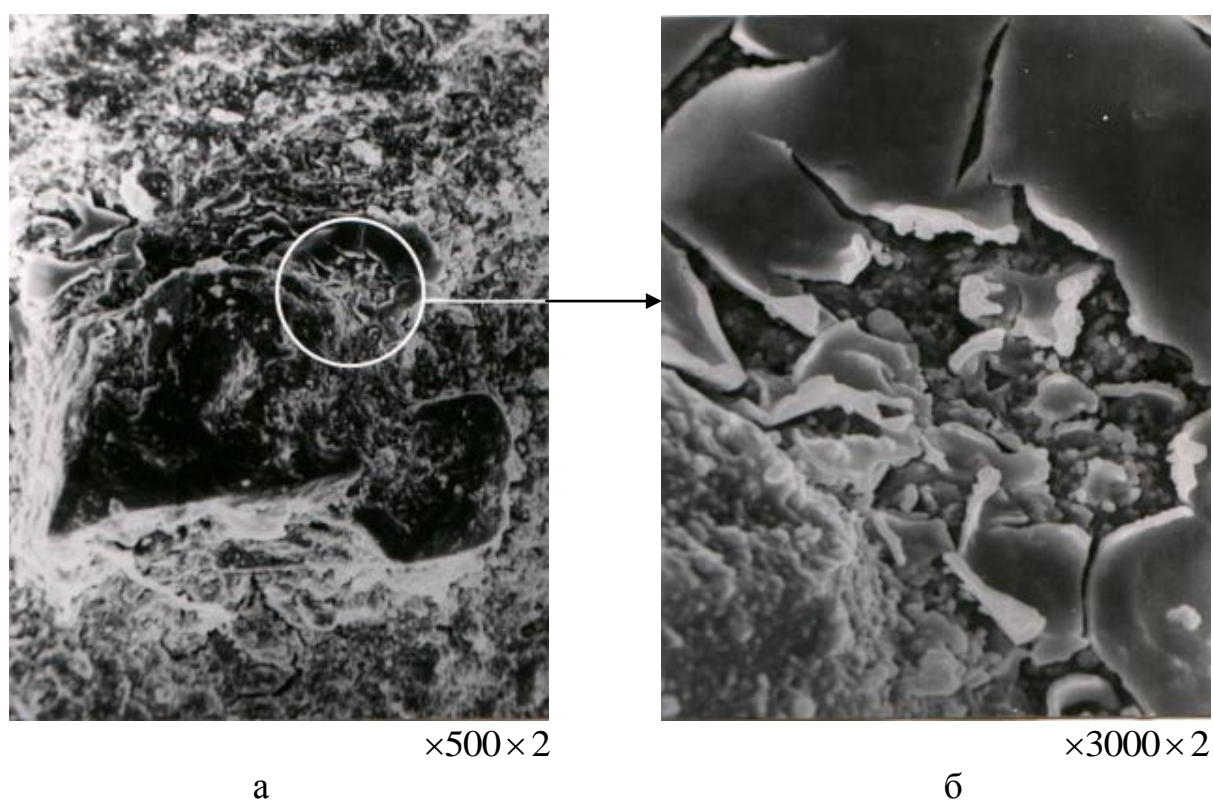


Рис. 4.15. Усталостный износ отдельных элементов зерен: Условия АИШ: $P = 1,4$ МПа; $V = 30$ м/с; круг 12А2-45° АС6 100/80 М1-01-4

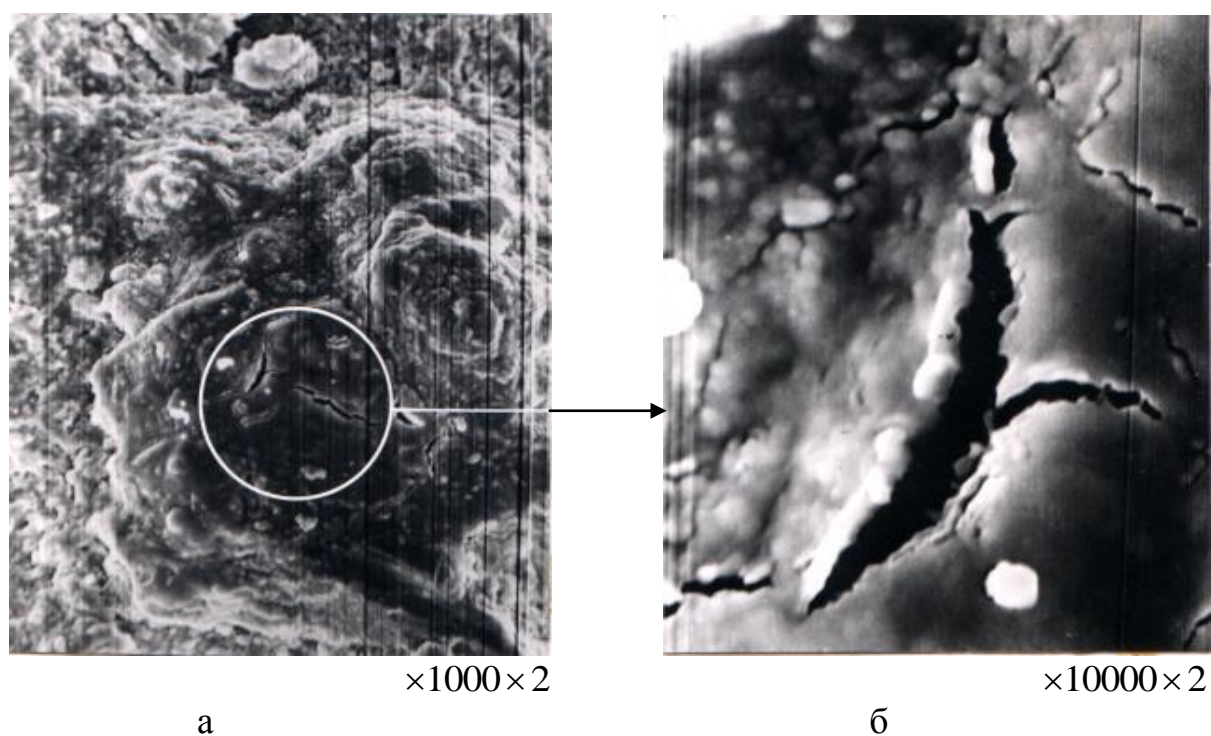


Рис. 4.16. Развитие микротрещин на поверхности алмаза:
Условия АИШ: $P = 1,2$ МПа; $V = 25$ м/с; $f = 88$ кГц;
материал Т15К6; круг 12А2-45° АС6 100/80 М1-01-4

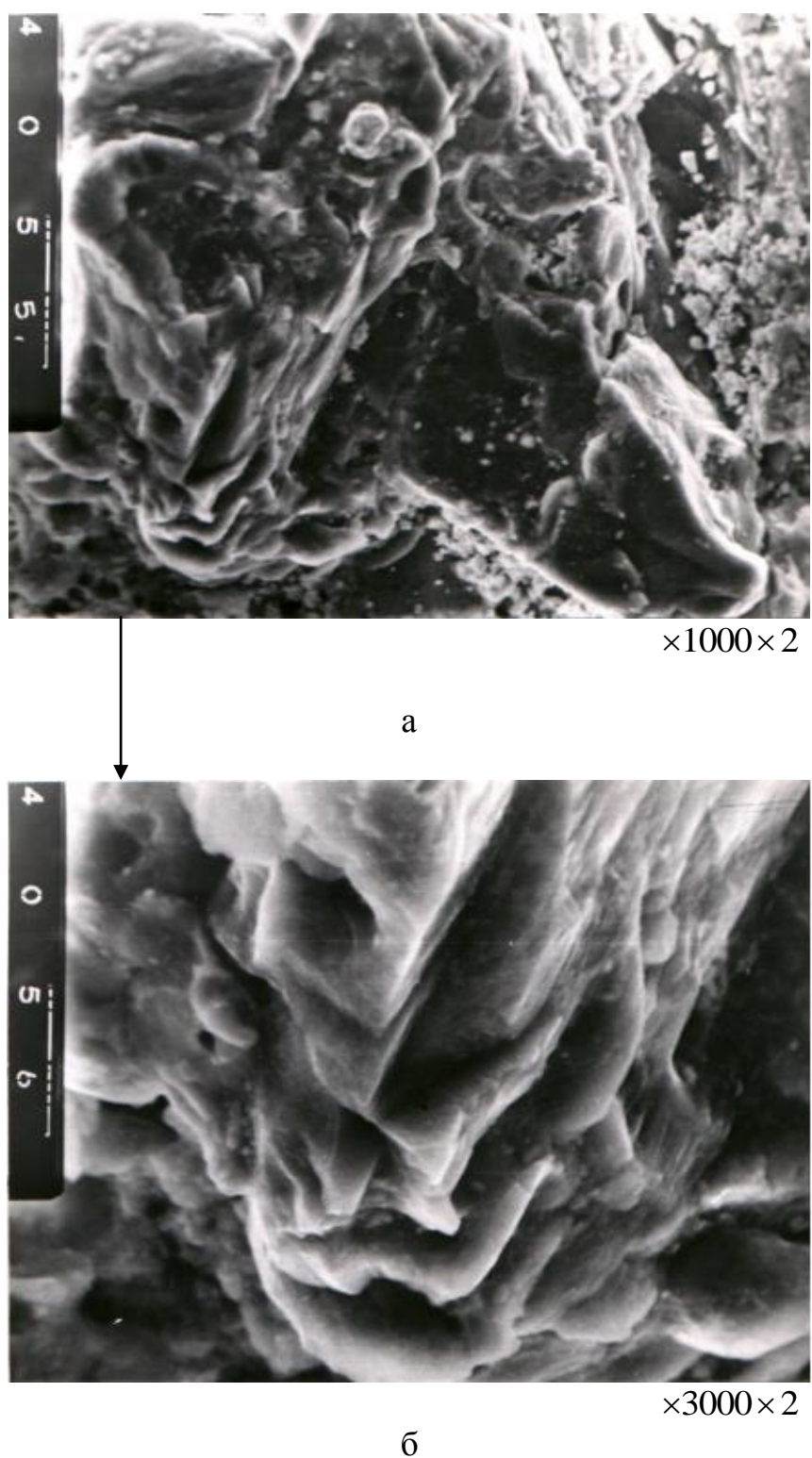


Рис. 4.17. Вязкое разрушение микрокромки:
Условия АИШ: $P = 1,2$ МПа; $V = 25$ м/с;
 $f = 22$ кГц; материал Т15К6;
круг 12А2-45° АС6 100/80 МВ1-4

В заключение выскажем предположение о возможном эвтектическом изнашивании алмазных зерен в кругах. Впервые такой вид изнашивания алмазов отметил Семенов А. П. [157], а принципиальная возможность эффекта контактного (совместного) плавления была показана ранее Боуденом и Ридлером. При контактировании алмаза и графита с металлами и сплавами, дающими с углеродом диаграммы состояния эвтектического типа (металлы триады железа – железо, кобальт, никель, последние, как известно, входят в состав твердых сплавов), при достижении температуры плавления соответствующей эвтектики происходит совместное эвтектическое плавление [157]. При этом образуется прочное соединение материала с графитом или алмазом через слой застывшей эвтектики. Воздействие разряда на границу между зерном и связкой, либо на зерно, несомненно, способствует возникновению условий, необходимых для эвтектического плавления контактирующих поверхностей.

Характерные микрофотографии поверхностей предполагаемого эвтектического изнашивания приведены на рис. 4.18, а, б, в. На снимках видны «каплеобразные наплывы застывшей эвтектики». О высокой прочности и хрупкости застывших «языков» свидетельствует тонкая, ровная, волосая трещина на рис. 4.18, в. Таким образом, принципиальная возможность эвтектического изнашивания алмазов, высказанная Семеновым А. Н., может иметь место при шлифовании твердых сплавов.

Говоря об особенностях износа алмазных зерен в кругах, следует заметить, что даже в конкретных условиях взаимодействия кругов с различными материалами, нельзя делать выводы о каких-либо обозначенных видах износа, присущих данному процессу. Различные участки и кромки алмазного зерна в одном и том же процессе шлифования будут подвержены различным видам износа в зависимости от характера взаимодействия их с обрабатываемым материалом.

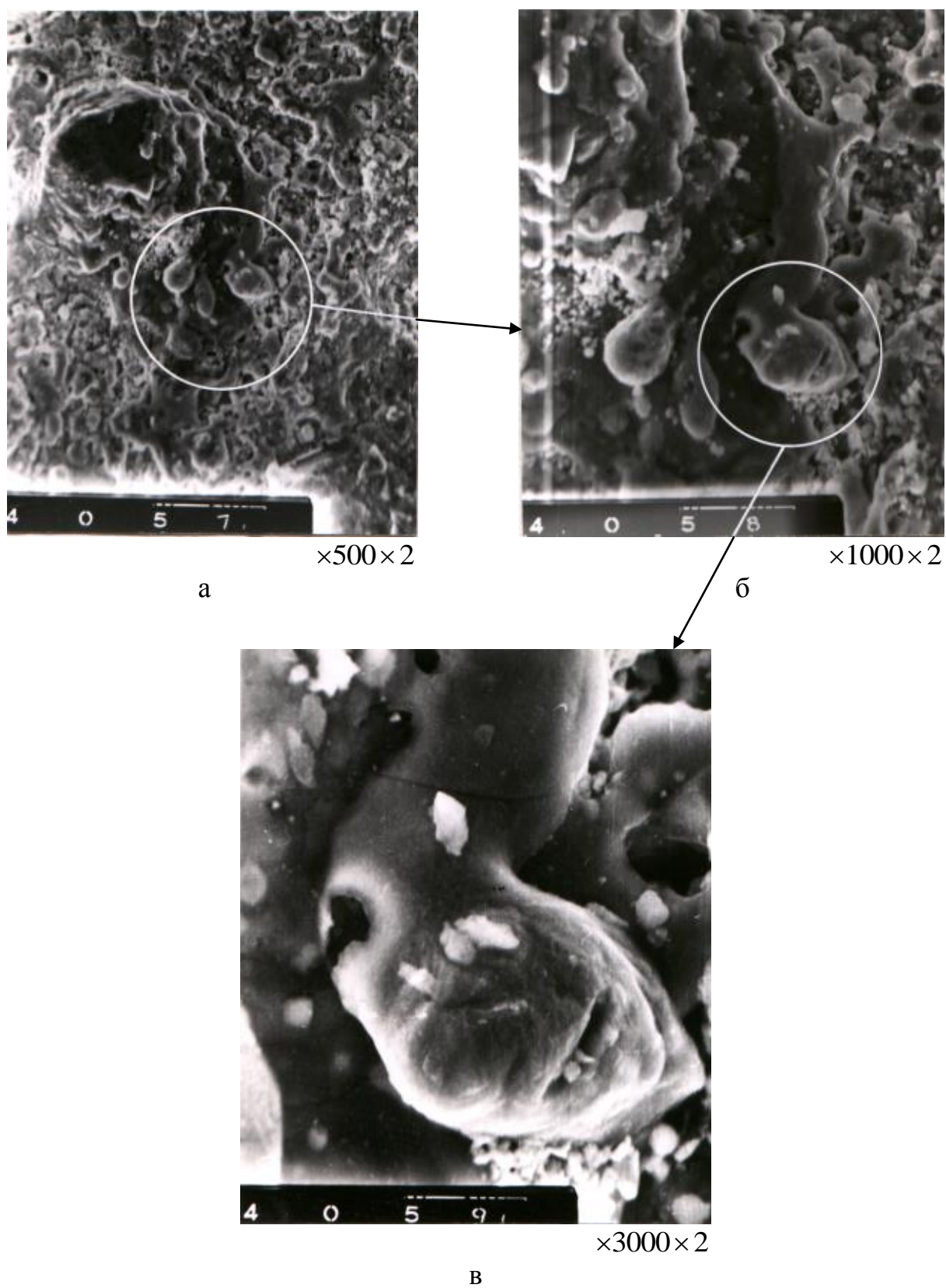


Рис. 4.18. Эвтектическое изнашивание зерен: Условия АИШ: $P = 1,2$ МПа; $V = 25$ м/с; $f = 22$ кГц; материал ТН20; круг 12A2-45° AC6 100/80 MB1-4

Выводы

1. Высокий уровень производительности шлифования обеспечивается стабилизацией режущей поверхности алмазного круга, что возможно при дозированном введении дополнительной энергии в зону резания, которая способствует удалению связки и продуктов шлифования, достижению устойчивого состояния рельефа.

2. Анализ влияния электрических параметров на показатели работоспособности кругов в условиях алмазно-искрового шлифования позволил установить оптимальное значение энергии единичных разрядов, вводимой в зону резания – наименьшее значение удельной себестоимости шлифования твердых сплавов получено при значении энергии единичных разрядов 0,0011 Дж, что соответствует частоте следования импульсов 88 кГц, а при шлифовании твердого сплава совместно со сталью значение энергии единичных разрядов составляет 0,0021 Дж при частоте импульсного тока 44 кГц.

3. В комбинированном процессе алмазно-искрового шлифования твердых сплавов совместно со сталью в результате действия импульсного тока стальная державка твердосплавного инструмента выполняет как бы роль «дополнительного» электрода, способствующего правке круга; в то время как при обычном алмазном шлифовании она инициирует процесс засаливания, притупления круга.

4. Предварительный анализ работоспособности кругов показал высокую эффективность процесса АИШ: производительность шлифования выше в среднем в два раза, а удельная себестоимость и относительный расход алмазов во столько же раз ниже по сравнению с алмазным шлифованием в аналогичных условиях. Кроме того, АИШ обеспечивает более благоприятное качество поверхностного слоя.

5. В результате исследования взаимодействия режущей поверхности алмазных кругов с обрабатываемым материалом установлены зависимости коэффициента шлифования и удельной энергоемкости (удельной работы) от условий шлифования, что позволило установить особенности и закономерности алмазно-искрового шлифования, обеспечивающие наиболее полную реализацию режущих свойств кругов.

6. Отличительными признаками установленных зависимостей является меньшие от 1,5 до 2,5 раз значения коэффициентов шлифования и от 2 до 20 раз (для сплава ТН20) значения удельной энергоемкости по сравнению с обычным алмазным шлифованием, и незначительное влияние на них длительности обработки. Основной причиной этого является действие электрофизико-химических и механических эффектов в процессе шлифования, которые способствуют уменьшению площади контакта режущей и обрабатываемой поверхностей, сил трения, сохранению модальной высоты выступания зерен над уровнем связки, свободному протеканию процессов пластической деформации и стружкообразования.

7. В условиях АИШ твердых сплавов, в том числе безвольфрамовых, и твердых сплавов совместно со сталью режущие свойства алмазных кругов, эффективность их использования, и обрабатываемость различных материалов будут однозначно оцениваться коэффициентами шлифования и удельной энергоемкостью (удельной работой): большим значениям $K_{ш}$ и меньшим B_m при изменении условий будут соответствовать повышенная потенциальная режущая способность кругов и соответственно лучшая обрабатываемость материалов.

8. Сравнительный анализ $K_{ш}$ при обычном алмазном шлифовании твердых сплавов и коэффициентов трения (безалмазный круг и соответствующие твердые сплавы) показывает с одной стороны меньшие их значения при взаимодействии со сплавом Т15К6, с другой – одинаковый ха-

рактен расположения для разных материалов, что свидетельствует о самостоятельной превалирующей роли связки во взаимодействии круга с обрабатываемой поверхностью. Характер расположения зависимостей коэффициентов шлифования от различных факторов при АИШ твердых сплавов не соответствует расположению кривых при обычном алмазном шлифовании, но совпадает с подобными зависимостями при микрорезании этих же материалов, что свидетельствует об одинаковом характере взаимодействия единичных алмазных зерен и режущей поверхности кругов с различными материалами в условиях алмазно-искрового шлифования (большие значения $K_{ин}$ здесь у сплава Т15К6).

Отмеченное обстоятельство подтверждает также, что по результатам изучения процесса микрорезания представляется возможным определять сравнительную эффективность реализации режущих свойств кругов и оценивать обрабатываемость различных материалов при АИШ.

ГЛАВА 5. РАБОТОСПОСОБНОСТЬ АЛМАЗНЫХ КРУГОВ

В этой жизни определено только то,
что нет ничего определенного.

Плиний Старший

Не нам, господа, подражать Плинию,
Наше дело выравнивать линию.

К. Прутков

Вопросы работоспособности алмазных кругов, критерии их оценки достаточно широко описаны в технической литературе [47, 57, 58, 63, 74, 135, 142, 145, 174]. Анализ режущей способности и износостойкости кругов при шлифовании твердых сплавов приводится также в работах М. Ф. Семко совместно с автором [158, 160, 167, 181, 186]; в них анализируются различные условия шлифования, оптимальные характеристики кругов и отношение к различным критериям.

В указанных работах работоспособность оценивалась для кругов на органических связках, либо керамических и металлических, работающих с притуплением, т. е. со снижением режущих свойств во времени.

Ниже приводятся некоторые результаты экспериментальных исследований работоспособности алмазных кругов чашечной формы при алмазно-искровом шлифовании твердых сплавов вольфрамосодержащих и безвольфрамовых, т. е. в условиях сохранения режущей способности кругов в течение всего периода шлифования.

Эти результаты исследований имеют самостоятельное практическое значение. Вместе с тем, они позволяют также оценить достоверность расчета производительности процесса и износа кругов по математическим моделям, приведенным в главе 2.

5.1. Методика проведения экспериментов

Одним из часто используемых критериев работоспособности кругов является относительный расход алмазов q , мг/г; однако он не может достаточно полно характеризовать свойства круга, по которым можно выбирать наиболее рациональную область его применения. Так, например, низкий относительный расход алмазов не может служить основанием для выбора алмазного круга, так как при этом возможно сочетание такого расхода с весьма малой производительностью. Вместе с тем, повышенный относительный расход алмазов еще не характеризует его плохие физические свойства, так как в том случае может быть достигнута высокая производительность, обеспечиваемая повышенной режущей способностью круга. В связи с этим, количественная оценка режущей способности в практике испытаний шлифовальных кругов приобретает большое значение и, наряду с широко применяемой «жесткой» схемой шлифования с принудительной глубиной (поперечной подачей), применяется, так называемая, «упругая» схема. Она предполагает работу с постоянным усилием прижима рабочей поверхности круга к обрабатываемой, что позволяет оценить потенциальные возможности алмазных кругов. При этом объем снимаемого материала определяется режущей способностью круга и является количественной его характеристикой (Q , мм³/мин). Это положение обосновано в работах А. Л. Глейзера [35, 36], Г. Е. Лурье [102, 104], С. А. Попова [135].

Таким образом, появляется возможность (и необходимость) выбора кругов с приемлемым сочетанием режущей способности (физических свойств) и износостойкости; при этом указанное сочетание должно выражаться критерием, который позволял бы производить и экономическое

обоснование выбора алмазного круга. Таким критерием является удельная себестоимость обработки (коп/см³),

$$C_{уд} = \frac{C_{сч}}{V_{мч}},$$

где $C_{сч}$ – себестоимость одного станко-часа обработки, коп; $V_{мч}$ – объем материала, сошлифованного за час, см³.

Под *себестоимостью станко-часа* обработки понимается часовая заработная плата производственных рабочих с начислениями на социальное страхование и затраты по эксплуатации рабочего места в течение часа (часовые затраты). Последние называются также *себестоимостью машино-часов*. Они включают и возмещение износа алмазных кругов. Методика расчета себестоимости обработки подробно освещена опубликованной нами ранее монографией [161]. Анализ расчета показал, что на удельную себестоимость обработки часовая заработная плата оказывает значительно большее влияние, чем возмещение износа алмазного круга. Это объясняется сравнительно низкой стоимостью алмазных кругов. Следовательно, себестоимость процесса обработки определяется, главным образом, производительностью шлифования, т. е. режущей способностью алмазного круга.

В процессе исследований размерный износ круга измерялся на оптическом длинномере ИЗВ-2 с помощью специального приспособления (рис. 5.1), устанавливаемого на рабочий стол прибора. Приспособление имеет стол 1, поворачивающийся на подшипнике скольжения высокой точности. Измеряемый круг 3 крепится к специальной опоре 2 винтом 4. Установочной базой на корпусе алмазного круга является проточка А. База измерения (проточка А) близко расположена к алмазному кольцу, что уменьшает влияние тепловых деформаций корпуса круга на точность измерения его размерного износа. Износ круга μ измеряется наконечником оптического длинномера 5 в восьми фиксированных точках.

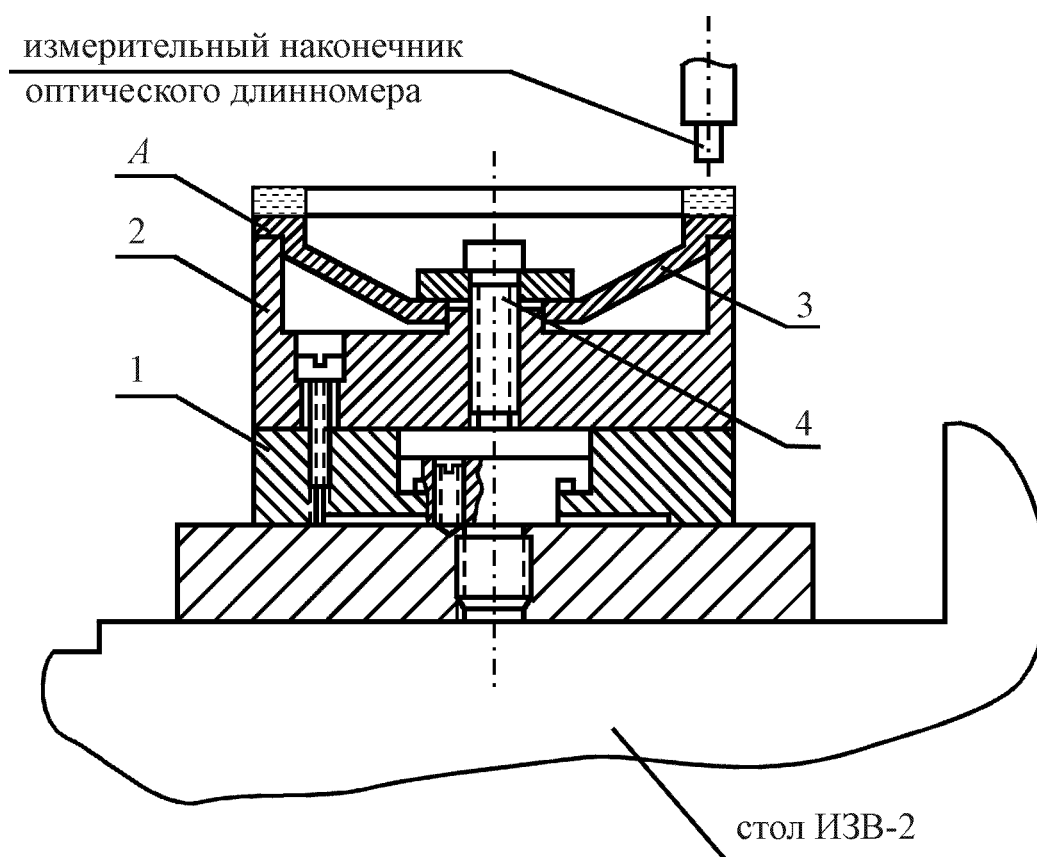


Рис. 5.1. Приспособление для измерения износа алмазных кругов

Испытания кругов производились по упругой и жесткой схемам шлифования. Следует заметить, что в случае шлифования (заточки) по жесткой схеме режущая способность кругов выявляется не полностью. Производительность обработки при этом будет одинаковой для разных кругов, хотя потенциальные возможности их могут существенно отличаться. Известно, что работа с одинаковой заданной производительностью не позволяет оценить режущую способность круга [102, 105]. Поэтому для исследования работоспособности алмазных кругов применялось специальное приспособление, обеспечивающее упругое взаимодействие материала и рабочей поверхности круга (рис. 5.2).

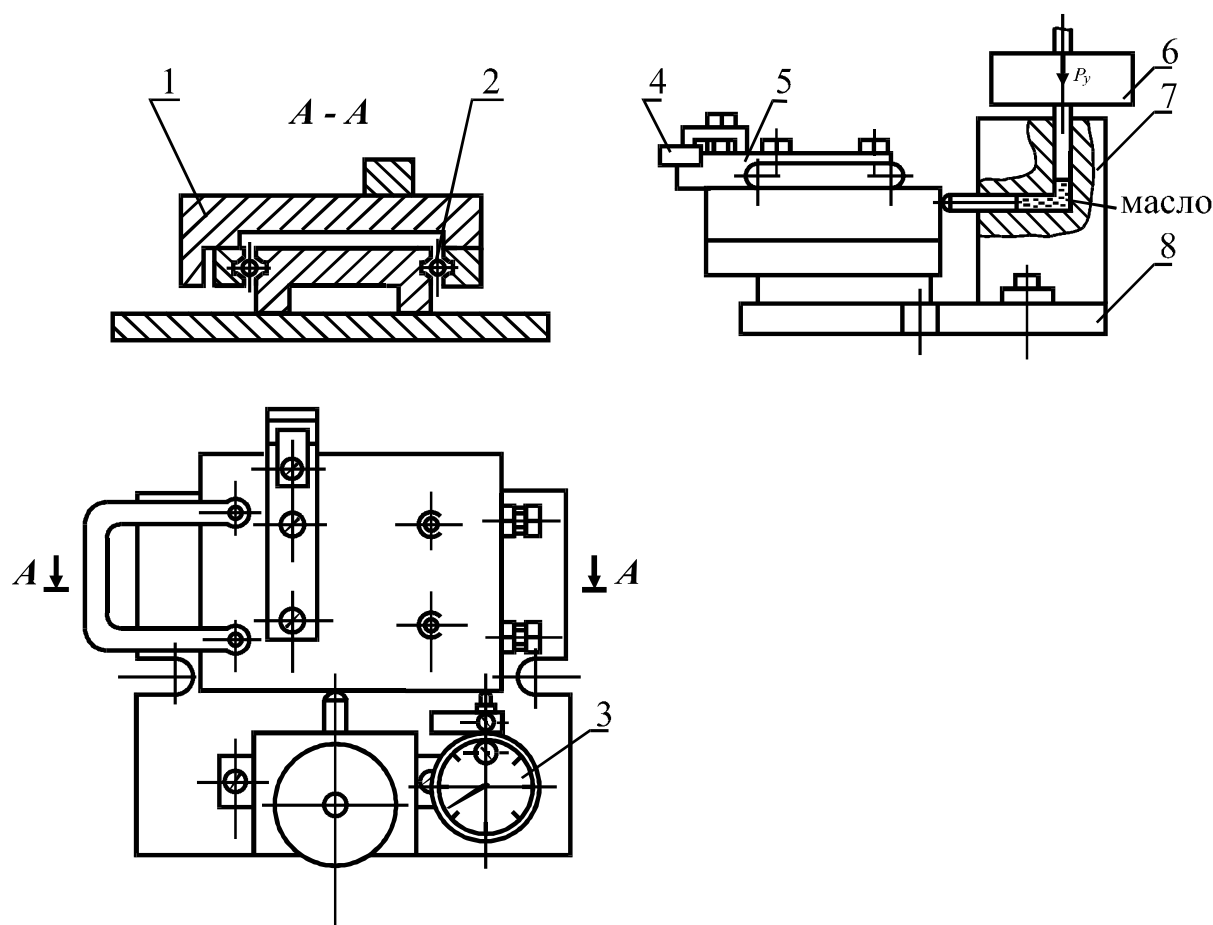


Рис. 5.2. Приспособление для оценки режущей способности алмазных кругов по упругой схеме шлифования:
 1 – каретка; 2 – направляющие качения; 3 – индикатор; 4 – образец; 5 – державка; 6 – груз; 7 – силовосредопередающее устройство; 8 – основание

В конструкции этого приспособления использовано гравитационное нагружение и гидравлическое силовосредопередающее устройство. Это устройство состоит из массивного корпуса, в который запрессованы три плунжерные пары (от топливного насоса высокого давления), соединенные между собой каналами, в которых находится масло. На стержень, являющийся продолжением вертикально расположенного плунжера помещают груз, задающий усилие P_y ; горизонтально расположенный плунжер передает это усилие на подвижную каретку, а третий плунжер за счет винтовой пары имеет возможность точных осевых перемещений и служит для ком-

пенсации потерь масла через зазоры. Подвижная каретка, несущая державку с образцом или, при необходимости, динамометр перемещается на шариковых направляющих качения, конструкция которых обеспечивает возможность компенсации износа контактирующих элементов. Перемещение подвижной каретки в процессе экспериментов, равное линейному съему обрабатываемого материала, фиксируется с помощью индикатора часового типа с точностью до 0,01 мм. Приспособление смонтировано на основании, с помощью которого крепится на столе станка.

Для реализации процесса АИШ твердых сплавов был модернизирован универсально-заточной станок 3Д642. Модернизация заключалась в изоляции алмазного круга от корпуса станка и установке токопроводящих устройств на кожухе шлифовального круга. Для электроизоляции от шпинделя шлифовальной бабки на посадочный диаметр оправки эпоксидным клеем закреплялась изолирующая втулка из текстолита. На нее напрессовывалось медное токопроводящее кольцо и устанавливался алмазный круг. Подача импульсного тока в зону резания осуществлялась через графитную щетку, закрепленную на кожухе алмазного круга. При этом один плюс генератора был подключен к щетке, а другой – к детали. Общий вид установки и схема модернизации показана на рис. 5.3.

В качестве источника питания импульсным током использовался широкодиапазонный генератор импульсов ШГИ-40-440, преобразующий переменный ток напряжением 380 В в унipoлярный импульсный ток с регулируемой частотой, скважностью, амплитудой и силой тока. Шлифование велось с охлаждением 3 %-ым водным раствором соды.

Работоспособность кругов определялась с применением методики многофакторного планирования экспериментов, позволяющей описать процесс в виде уравнений регрессии, т. е. получить математические модели параметров оптимизации. При этом необходимо знать область измене-

ния независимых переменных, соответствующую наилучшему значению изучаемого параметра оптимизации [2, 50], что дает возможность правильно выбрать интервалы варьирования факторов, т. е. определить наиболее рациональный диапазон условий практического применения кругов.

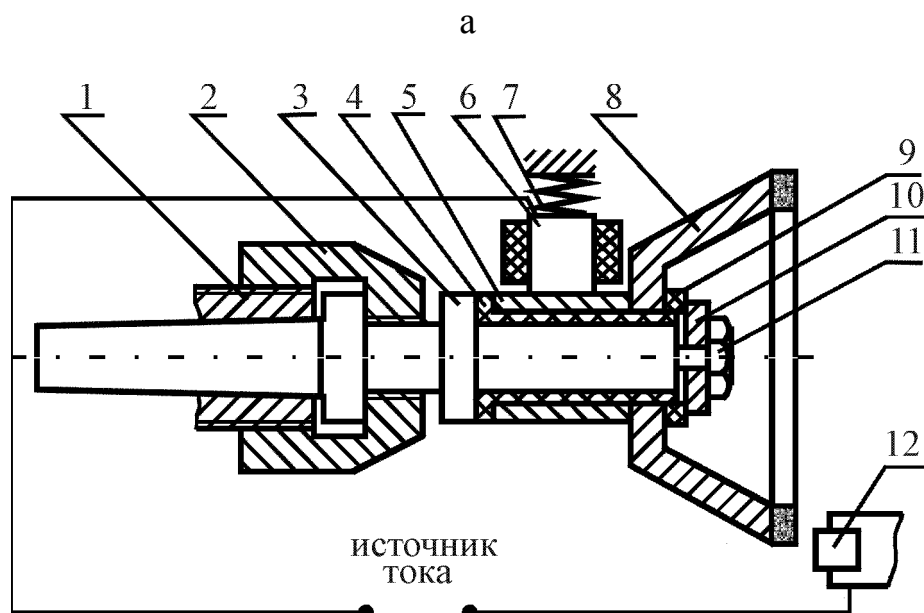
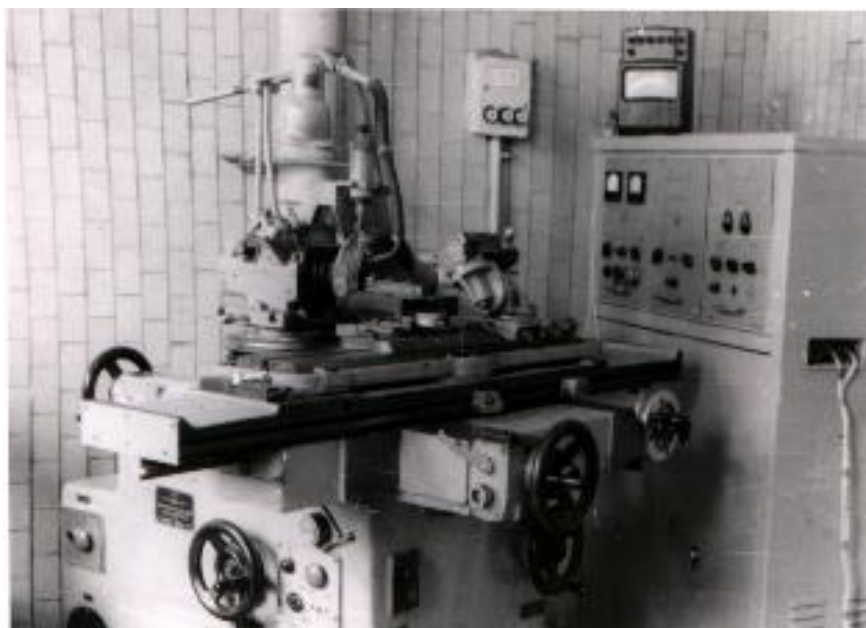


Рис. 5.3. Общий вид установки и схема модернизации станка для АИШ:

1 – шпиндель; 2 – гайка; 3 – оправка; 4 – диэлектрическая втулка; 5 – токо-
съемное кольцо; 6 – угольный электрод; 7 – пружина; 8 – алмазный круг; 9
– текстолитовая шайба; 10 – стальная шайба; 11 – винт

Ввиду того, что основным параметром оптимизации являлась удельная себестоимость обработки, находилась область факторного пространства с минимальным ее значением. При этом ограничение условий шлифования проводилось по качественным показателям процесса, например, износостойкости резцов, заточенных в аналогичных условиях, и образование сетки микротрещин на обработанной поверхности. Поэтому интервалы варьирования факторов выбирались в диапазоне условий шлифования, обеспечивающих наименьшую удельную себестоимость обработки и наилучшие показатели обработанной поверхности.

Одним из рациональных методов нахождения области факторного пространства, прилежащего к оптимуму, является симплексный метод планирования экспериментов [210]. Наиболее часто применяется регулярный симплекс на плоскости с двумя изменяющимися факторами, с равными расстояниями между вершинами. Перемещение симплекса происходит за счет отбрасывания вершины с наихудшим значением отклика и постановки нового эксперимента, соответствующего зеркальному отображению отброшенной точки относительно сохраняемой грани. Центр перемещается в сторону более оптимальных значений отклика; достигнув области оптимума, симплекс начинает вращение. Опыты в полученной точке повторяются во избежание ошибочного выбора оптимума.

Исследование факторного пространства, прилежащего к оптимуму, проводилось с помощью планирования второго порядка, так как линейное уравнение регрессии не может адекватно описывать поверхность отклика из-за крутизны гиперплоскостей факторного пространства и возможной значимости эффектов взаимодействия факторов и квадратичных эффектов.

В настоящее время математическая теория планирования экспериментов предлагает большое количество видов планов, а, следовательно, и матриц планирования. Поэтому определенное значение приобретает выбор

плана, наиболее приемлемого для конкретных задач. Наиболее широко применяемыми в настоящее время планами второго порядка являются следующие: ортогональные, рототабельные, и планы, близкие к Д-оптимальному.

Использование ортогональных и рототабельных планов при исследовании работоспособности шлифовальных кругов связано с определенными затруднениями, так как часто бывает невозможно реализовать уровни для дискретных значений факторов (например, концентрация, зернистость), кодированное значение которых дробное (например, 1,125 или 1,68).

При исследовании процесса шлифования наибольший интерес представляют планы, близкие к Д-оптимальным, построенные на кубе, поскольку в данном случае факторы варьируются только на трех уровнях, причем верхний и нижний уровни симметричны относительно центра плана и имеют целочисленные значения [123]. Таким образом, предпочтение было отдано плану, близкому к Д-оптимальному и обозначенному в литературе как B_4 для 4-х факторов: нормального давления P (поперечной подачи S_{non}), скорости резания V , зернистости Z и концентрации K .

Ниже показаны примеры поиска оптимальных режимов шлифования и характеристик алмазных кругов в условиях планируемого эксперимента при обработке различных материалов.

5.2. Работоспособность кругов в условиях алмазно-искрового шлифования сплава Т15К6

В связи с отсутствием данных о работоспособности чашечных кругов в условиях АИШ, предварительно оптимум ее определялся приближи-

тельно методом симплексного планирования экспериментов. Изучалось влияние превалирующих факторов: нормального давления P_n , МПа и скорости резания V , м/с [189].

Наименьшая удельная себестоимость обработки – 3,68 коп/см³ находится в точке M симплекса (рис. 5.4), что соответствует $P_n = 2,0$ МПа и $V = 20$ м/с (табл. П.1), при этом производительность $Q = 974$ мм³/мин, что свидетельствует о высокой эффективности процесса.

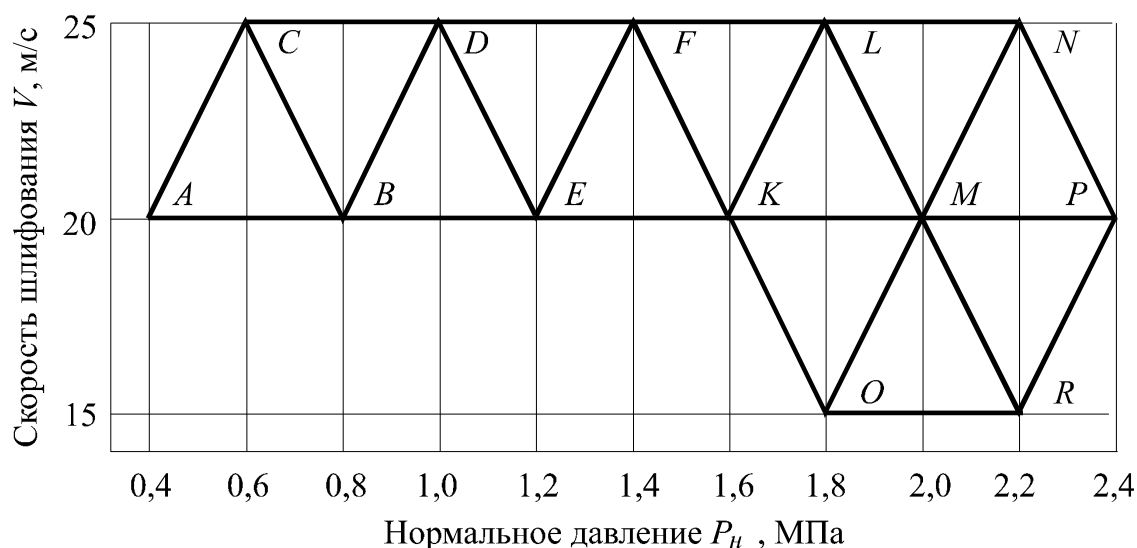


Рис. 5.4. Графическое изображение поиска режимов шлифования (P_n , V) по удельной себестоимости обработки.

Условия АИШ: круг 12A2-45° AC6 100/80 M1-01-100; материал T15K6

Исследование качества поверхностного слоя твердого сплава T15K6, обработанного в аналогичных условиях, показало, что наибольший уровень сжимающих остаточных напряжений в карбидных фазах вольфрама и титана, и соответствующая им оптимальная износостойкость резцов получены при следующих режимах шлифования: $P_n = 1,2$ МПа, $V = 25$ м/с [190]. Поэтому дальнейший анализ работоспособности алмазных кругов проводился в зоне скоростей и давлений, обеспечивающих высокое качество обработанной поверхности и наименьшую удельную себестоимость

обработки. Исходя из этого, были выбраны интервалы варьирования для скорости резания от 20 до 30 м/с и для давления от 1,2 до 2,0 МПа. Величина зернистости кругов была принята равной 50/40, 100/80, 160/125, а относительная концентрация – 2, 4 и 6.

Значение факторов, уровней и интервалов их варьирования для планируемого эксперимента второго порядка по плану (B_4), близкому к Д-оптимальному, приведено в табл. 5.1. Матрица планирования и результаты экспериментов приведены в табл. П.2.

Однородность дисперсий экспериментов проверялась по критерию Кохрена. Расчетные значения критерия (табл. П.3) меньше табличного значения $G_{табл} = 0,2354$ [20], поэтому дисперсии считались однородными.

Таблица 5.1

Обозначение факторов, уровней и интервалов их варьирования

Факторы	P_n , МПа	V , м/с	Z , мкм	K
Условное обозначение факторов	x_1	x_2	x_3	x_4
Нулевой уровень (0)	1,6	25	120 (100/80)	4
Верхний уровень (+)	2,0	30	200 (160/125)	6
Нижний уровень(-)	1,2	20	40 принимает (50/40)	2
Интервал варьирования	0,4	5	80	2

После расчетов коэффициентов получены следующие уравнения регрессии.

1. Для производительности:

$$\begin{aligned}
 y_Q = & 733,54 + 185,88x_1 + 0,94x_2 - 89,80x_3 + 65,26x_4 + \\
 & + 12,53x_1x_2 + 4,31x_1x_3 - 4,06x_1x_4 - 42,17x_2x_3 + \\
 & + 31,29x_2x_4 - 85,03x_3x_4 + 28,66x_1^2 - 30,69x_2^2 + \\
 & + 21,26x_3^2 + 9,91x_4^2.
 \end{aligned}
 \tag{5.1}$$

2. Для относительного расхода алмазов:

$$\begin{aligned} y_q = & 1,65 + 0,15x_1 - 0,09x_2 - 0,64x_3 + 1,09x_4 + \\ & + 0,15x_1x_2 + 0,07x_1x_3 - 0,03x_1x_4 + 0,22x_2x_3 - \\ & - 0,13x_2x_4 - 0,57x_3x_4 - 0,31x_1^2 - 0,41x_2^2 + \\ & + 1,32x_3^2 + 0,51x_4^2. \end{aligned} \quad (5.2)$$

3. Для удельной себестоимости обработки:

$$\begin{aligned} y_C = & 5,87 - 0,99x_1 - 0,154x_2 - 0,91x_3 + 0,111x_4 + \\ & + 0,169x_1x_2 - 0,138x_1x_3 + 0,132x_1x_4 + 0,312x_2x_3 - \\ & - 0,273x_2x_4 - 0,602x_3x_4 - 0,519x_1^2 - 0,754x_2^2 + \\ & + 2,916x_3^2 + 1,246x_4^2. \end{aligned} \quad (5.3)$$

Для проверки адекватности уравнений расчетные значения F -критерия Фишера (табл. П.4) сравнивали с табличными. Табличное значение F -критерия при доверительной вероятности 0,95 составляет 2,4 [20], что больше расчетного, следовательно, уравнения адекватно описывают результаты экспериментов.

На следующем этапе была оптимизирована удельная себестоимость обработки по полученному уравнению регрессии. Как показали расчеты, центр найденной поверхности отклика находится за пределами исследуемых интервалов варьирования факторов, поэтому одно из минимальных значений удельной себестоимости обработки было найдено методом перебора и составило 3,565 коп/см³ при $x_1 = 1$, $x_2 = -1$, $x_3 = 0$, $x_4 = 0$. Перейдя к натуральным значениям уровней факторов получили следующие координаты оптимума: $P_H = 2,0$ МПа, $V = 20$ м/с, $Z = 120$ (100/80) мкм, $K = 4$.

Для построения двумерных сечений поверхности отклика уравнения регрессии приводились к каноническому виду. Наибольший интерес представляют двумерные сечения поверхности отклика удельной себесто-

имости шлифования и производительности от режимов резания и характеристик кругов.

Канонические уравнения удельной себестоимости обработки и производительности в плоскости x_1x_2 при $x_3 = 0$ и $x_4 = 0$, и в плоскости x_3x_4 при $x_1 = 1$ и $x_2 = -1$ имеют вид:

$$C = 6,381 - 0,49x_1^2 - 0,79x_2^2; \quad (5.4)$$

$$Q = 446,71 + 29,29x_1^2 - 31,32x_2^2; \quad (5.5)$$

$$C = 3,38 + 2,97x_3^2 + 1,19x_4^2; \quad (5.6)$$

$$Q = 895,5 + 58,48x_3^2 - 27,30x_4^2. \quad (5.7)$$

На рис. 5.5 и рис. 5.6 приведены двумерные сечения поверхности отклика: $C - f(P_n, V)$, $Q - f(P_n, V)$, и $C - f(Z, K)$, $Q - f(Z, K)$, позволяющие осуществлять выбор режимов шлифования и характеристик кругов для заданной производительности при различных значениях удельной себестоимости обработки.

Оценка значимости коэффициентов уравнения регрессии и характер расположения линий равного отклика показывают, что скорость резания в исследуемом диапазоне несущественно влияет на производительность [177] и относительный расход алмаза. Этот вывод не согласуется с представлением о влиянии скорости при обычном алмазном шлифовании, где рост скорости однозначно способствует увеличению производительности; при этом, скорость шлифования рассматривается как фактор, способствующий самозатачиванию алмазных кругов, в результате чего режущая поверхность сохраняется развитой.

При алмазно-искровом шлифовании скорость резания, в указанном выше смысле, теряет значение, так как высокая режущая способность кругов обеспечивается эрозионным воздействием разрядов на связку.

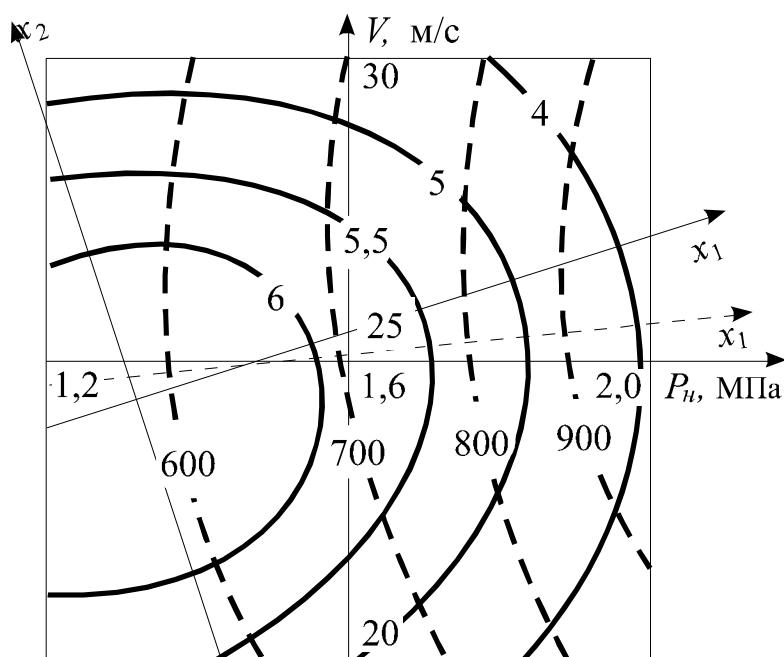


Рис. 5.5. Двумерные сечения поверхности отклика

$$C - f(P_n, V), Q - f(P_n, V):$$

Условия расчета: $Z = 120$ (100/80); $K = 100$;
материал T15K6.

— — — — — линии одинаковой удельной себестоимости обработки;
- - - - - линии одинаковой производительности

Совмещенные кривые поверхностей отклика для различных сочетаний режимов резания (см. рис. 5.5), а также однофакторные зависимости (табл. П.5, П.6; рис. П.1, П.3) наглядно показывают, во-первых, существенное влияние давления на производительность и незначительное влияние скорости шлифования, во-вторых, заметную зависимость удельной себестоимости от нормального давления.

С увеличением нормального давления удельная себестоимость обработки снижается, что объясняется ростом производительности, оказывающей на нее преобладающее влияние, так как износ при этом возрастает незначительно. Ограничением повышения производительности и снижения удельной себестоимости с ростом давления является качество поверхностного слоя.

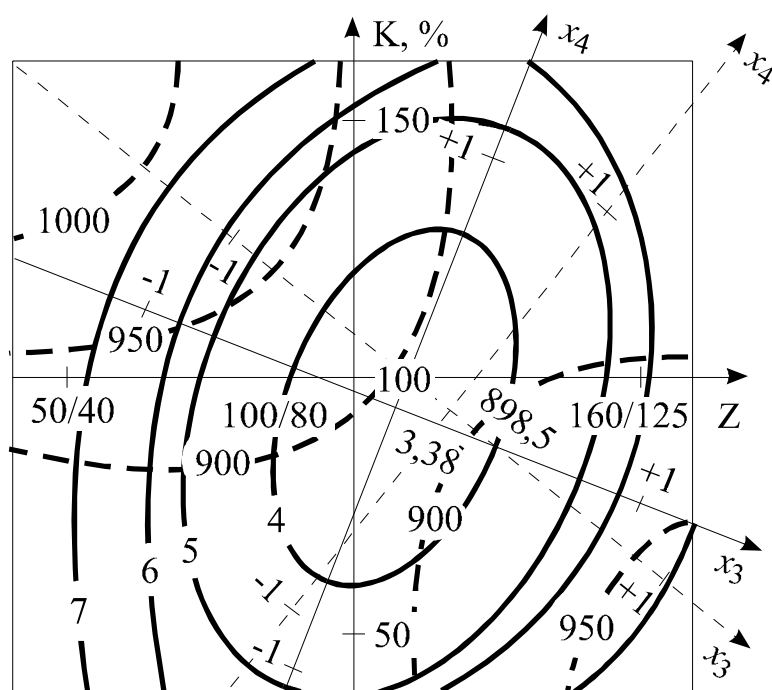


Рис. 5.6. Двумерные сечения поверхности отклика $C = f(Z, K)$, $Q = f(Z, K)$.

Условия расчета: $P = 2,0$ МПа; $V = 20$ м/с;
материал Т15К6.

— — линии одинаковой удельной себестоимости обработки;
- - - - - линии одинаковой производительности

Общая тенденция во влиянии зернистости состоит в том, что для всех расчетных значений себестоимости (табл. П.7, рис. П.1) при увеличении зернистости до 100/80 удельная себестоимость снижается, а затем возрастает. Это объясняется снижением производительности при шлифовании кругами зернистостью 160/125 и некоторым повышением износа кругов. Увеличенный износ кругов наблюдается и при зернистости 50/40 — несмотря на большую производительность, удельная себестоимость обработки повышается, так как повышенный износ оказывает в этом случае преобладающее влияние на нее; следует заметить, что при обычном шлифовании без ввода дополнительной энергии в зону резания большей производи-

тельности, как правило, соответствует меньшая удельная себестоимость обработки [161, 181].

Снижение производительности с ростом зернистости при алмазно-искровом шлифовании в исследуемом диапазоне следует объяснить количественным фактором (число зерен). Этот фактор имеет место и при обычном шлифовании кругами на металлических связках, но в этом случае мелкозернистые круги интенсивнее засаливались, в результате чего преимущество оставалось за кругами с более развитой поверхностью, имеющими большие межзеренные пространства (заполняемые отходами шлифования) и более продолжительное время сохраняющими развитость режущего профиля, т. е. за крупнозернистыми. Как известно, алмазно-искровое шлифование исключает этот недостаток мелкозернистых кругов, обеспечивая их высокую самозатачиваемость.

Повышение относительной концентрации, в силу изложенного выше, приводит к росту производительности шлифования (табл. П.8, рис. П.3), но увеличивает относительный расход алмазов. Расчет себестоимости для различных вариантов процесса показывает, что оптимальной относительной концентрацией является 4, и ее влияние на себестоимость менее выражено, чем зернистость.

5.3. Работоспособность кругов в условиях АИШ безвольфрамового твердого сплава ТН-20

Ввиду отсутствия данных о работоспособности кругов при обработке безвольфрамовых твердых сплавов в условиях алмазно-искрового шлифования, вначале была найдена почти стационарная область факторного пространства, прилежащая к оптимуму. Результаты симплексного плани-

рования приведены в табл. П.9, движение симплекса графически изображено на рис. 5.7.

Наименьшая удельная себестоимость обработки получена в точке P при нормальном давлении $P_n = 2,0$ МПа и скорости $V = 30$ м/с. При этом, производительность процесса составила $657,3$ мм³/мин и относительный расход – $2,90$ мг/г. Движение симплекса осложнено в связи с тем, что в точках K и M удельные себестоимости отличаются незначительно.

Предварительный анализ полученных данных показывает, что, несмотря на несущественное различие в производительности, относительный расход при обработке безвольфрамового твердого сплава значительно выше, чем при обработке вольфрамосодержащих твердых сплавов, например, Т15К6. Это объясняется в значительной мере меньшей плотностью сплава ТН-20 (примерно в два раза).

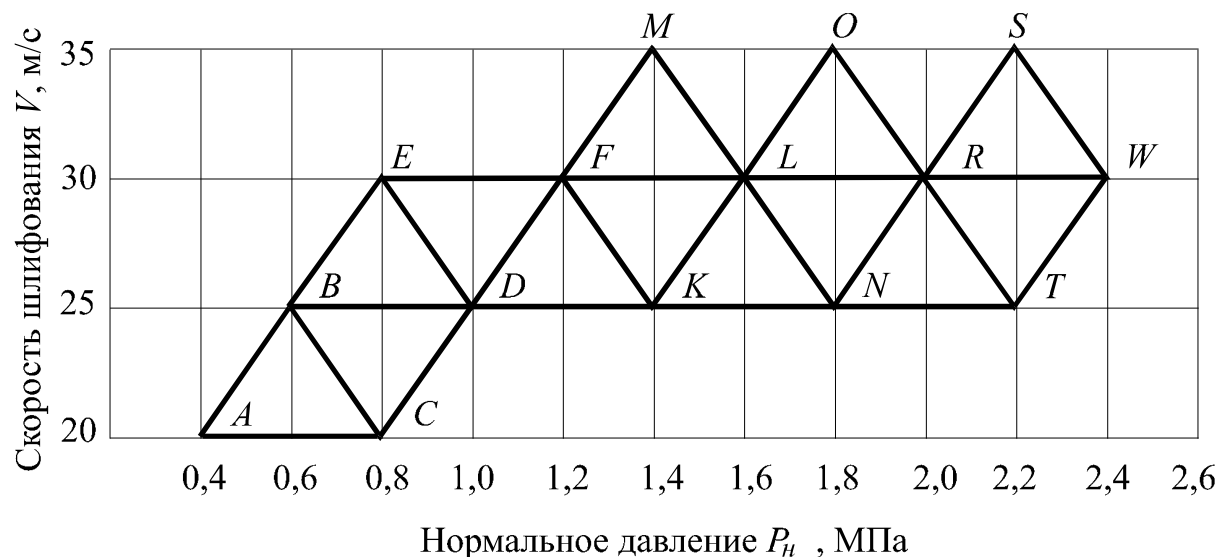


Рис. 5.7. Графическое изображение поиска режимов шлифования (P_n , V) по удельной себестоимости обработки.

Условия АИШ: круг 12А2-45° АС6 100/80 М1-01-100; материал Т15К6

При определении интервалов варьирования факторов учитывалось, что наилучшие эксплуатационные свойства твердого сплава – наибольшая износостойкость резцов – достигается при следующих режимах их шлифо-

вания: $P_n = 1,4$ МПа и $V = 35$ м/с [188]. Поиск оптимальных условий шлифования осуществлялся в зоне режимов резания, обеспечивающих высокое качество поверхностного слоя и низкую себестоимость обработки. Исходя из этого, а также, учитывая технологические возможности оборудования, были выбраны следующие интервалы варьирования: режимы резания – нормальное давление 1,2 ... 2,0 МПа; скорость резания 20 ... 40 м/с; характеристики кругов – зернистость 40 (50/40) ... 200 (160/125) мкм; относительная концентрация – 2 ... 6. Факторы, уровни и интервалы их варьирования приведены в табл. 5.2. Матрица планирования и результаты экспериментов приведены в табл. П.10.

Таблица 5.2

Обозначение факторов, уровней и интервалов их варьирования

Факторы	P_n , МПа	V , м/с	Z , мкм	K
Условное обозначение факторов	x_1	x_2	x_3	x_4
Нулевой уровень (0)	1,6	30	120 (100/80)	4
Верхний уровень (+)	2,0	40	200 (160/125)	6
Нижний уровень(-)	1,2	20	40 принимает (50/40)	2
Интервал варьирования	0,4	10	80	2

Проверка по критерию Кохрена показала, что дисперсии экспериментов однородны, т. е. табличное значение $G_{табл} = 0,2354$ больше расчетного (табл. П.11).

Получены следующие уравнения регрессии.

1. Для производительности:

$$\begin{aligned}
 y_Q = & 588,17 + 158,9x_1 + 98,39x_2 - 81,65x_3 + 90,99x_4 + \\
 & + 54,68x_1x_2 - 3,28x_1x_3 + 1,96x_1x_4 - 33,94x_2x_3 + \\
 & + 15,90x_2x_4 - 109,18x_3x_4 - 94,15x_1^2 - 93,68x_2^2 + \\
 & + 98,13x_3^2 + 139,88x_4^2.
 \end{aligned}
 \tag{5.8}$$

2. Для относительного расхода алмазов:

$$y_q = 5,76 - 2,28x_1 - 1,536x_2 + 0,121x_3 - 2,457x_4 + \\ + 0,593x_1x_2 - 0,353x_1x_3 - 1,234x_1x_4 - 0,404x_2x_3 - \\ - 0,888x_2x_4 - 1,839x_3x_4 - 2,275x_1^2 - 0,1x_2^2 - \\ - 1,23x_3^2 + 2,00x_4^2. \quad (5.9)$$

3. Для удельной себестоимости обработки:

$$y_C = 9,107 - 3,247x_1 - 1,986x_2 + 1,253x_3 - 0,408x_4 + \\ + 0,958x_1x_2 - 0,676x_1x_3 - 0,219x_1x_4 - 0,549x_2x_3 - \\ - 0,291x_2x_4 - 2,132x_3x_4 - 1,617x_1^2 - 0,313x_2^2 - \\ - 0,823x_3^2 + 1,923x_4^2. \quad (5.10)$$

Проверка показала адекватность полученных уравнений – табличное значение $F_{табл} = 2,4$ больше расчетных (табл. П.12).

Далее оптимизировалась удельная себестоимость обработки по полученному уравнению регрессии (5.10). Как показали расчеты, центр найденной поверхности отклика находится за пределами исследуемых интервалов варьирования факторов, поэтому одно из минимальных значений удельной себестоимости обработки было найдено методом перебора и составило $3,186 \text{ коп/см}^3$ при $x_1 = 1$, $x_2 = 1$, $x_3 = 0$, $x_4 = 0$ (в натуральных значениях уровней факторов $P_H = 2,0 \text{ МПа}$, $V = 40 \text{ м/с}$, $Z = 120$ (100/80) мкм, $K = 4$).

Анализ поверхностей отклика в окрестности минимума удельной себестоимости обработки проводился с помощью двумерных сечений: $C - f(P_H, V)$, $Q - f(P_H, V)$, $C - f(Z, K)$, $Q - f(Z, K)$. Каноническая форма уравнений 5.8 – 5.10 в плоскости x_1x_2 при $x_3 = 0$, $x_4 = 0$, и в плоскости x_3x_4 при $x_1 = 1$ и $x_2 = 1$ имеет вид:

$$Q = 716,015 - 121,26x_1^2 - 66,57x_2^2; \quad (5.11)$$

$$C = 6,196 - 1,66x_1^2 - 0,36x_2^2; \quad (5.12)$$

$$Q = 671,77 - 57,5x_3^2 + 171,4x_4^2. \quad (5.13)$$

$$C = 2,809 + 0,174x_3^2 + 2,572x_4^2; \quad (5.14)$$

Двумерные сечения поверхности отклика: $C = f(P_n, V)$, $Q = f(P_n, V)$ (рис. 5.8) позволяют выбирать различные сочетания режимов шлифования для получения необходимой производительности, сбалансированной с удельной себестоимостью обработки. Варьирование режимами шлифования дает возможность более рационально использовать технологические возможности оборудования с учетом получения заданной производительности при минимальной удельной себестоимости обработки и высоком качестве поверхностного слоя (износостойкости резцов).

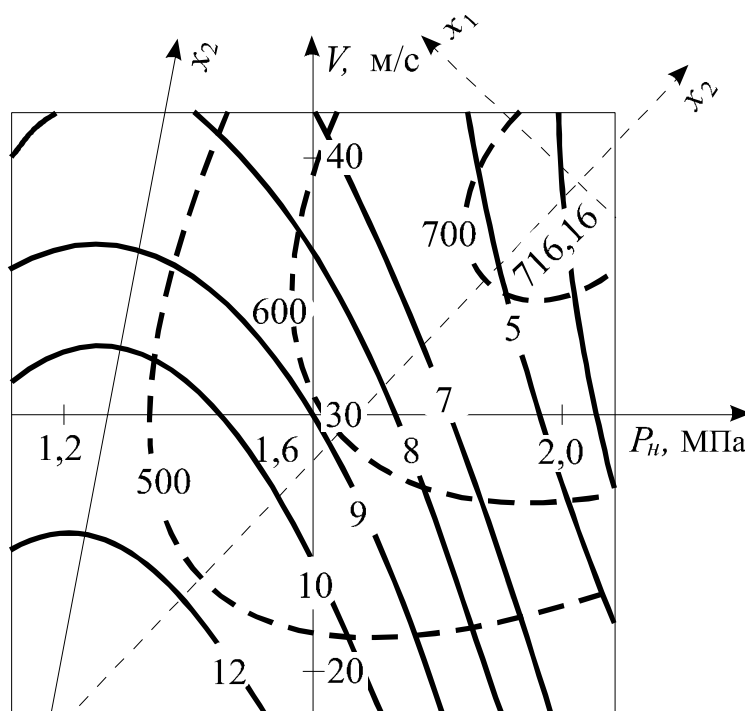


Рис. 5.8. Двумерные сечения поверхностей отклика $C = f(P_n, V)$, $Q = f(P_n, V)$: Условия расчета: $Z = 120$ (100/80); $K = 100$; материал ТН20.
 ——— — линии одинаковой удельной себестоимости обработки;
 - - - - - — линии одинаковой производительности

Характер расположения линий равного отклика позволяет оценить влияние скорости резания и давления на производительность и удельную себестоимость обработки. С увеличением скорости резания наблюдается незначительное повышение производительности обработки за счет увеличения числа встреч единичных алмазных зерен с обрабатываемым материалом, что, в свою очередь, приводит к снижению удельной себестоимости обработки.

Повышение нормального давления увеличивает глубину внедрения алмазных зерен в обрабатываемый материал, следовательно, и производительность шлифования, что приводит к снижению удельной себестоимости обработки. При этом повышение давления, в сравнении со скоростью шлифования, приводит к более интенсивному росту производительности и снижению себестоимости обработки, что видно из рис. 5.8, а также расчетных однофакторных зависимостей (табл. П.13, П.14; рис. П.4, П.5, П.6). Интересно также отметить, что повышение нормального давления способствует более ощутимому снижению относительного расхода алмаза, чем увеличению скорости резания; это объясняется опережающим ростом производительности по сравнению с износом алмазного круга.

Влияние характеристики алмазных кругов на производительность и удельную себестоимость обработки имеет сложный характер (рис. 5.9), что связано с несколько иным соотношением производительности и износа, чем при изменении нормального давления и скорости. Например, уменьшение зернистости алмазных кругов от 100/80 до 50/40 мкм приводит к росту производительности обработки (табл. П.15, рис. П.4, рис. 5.9); но при этом наблюдается повышенный износ кругов, что сказывается на некотором повышении удельной себестоимости обработки и относительного расхода алмазов.

Кроме того, следует отметить более существенное взаимовлияние зернистости и концентрации, чем взаимовлияние скорости и нормального давления по всем оцениваемым показателям (уравнения 4.8, 4.9, 4.10).

Кривые равного отклика производительности и себестоимости в зависимости от зернистости и концентрации позволяют выбирать различные сочетания характеристик алмазных кругов, обеспечивающих производительность и соответствующую удельную себестоимость обработки. Например, одинаковая удельная себестоимость может быть достигнута при шлифовании кругами зернистостью 50/40 с относительной концентрацией 4 и – 100/80 с относительной концентрацией 6. Это подтверждает, что при алмазно-искровом шлифовании количественный фактор оказывает существенное влияние на съем материала.

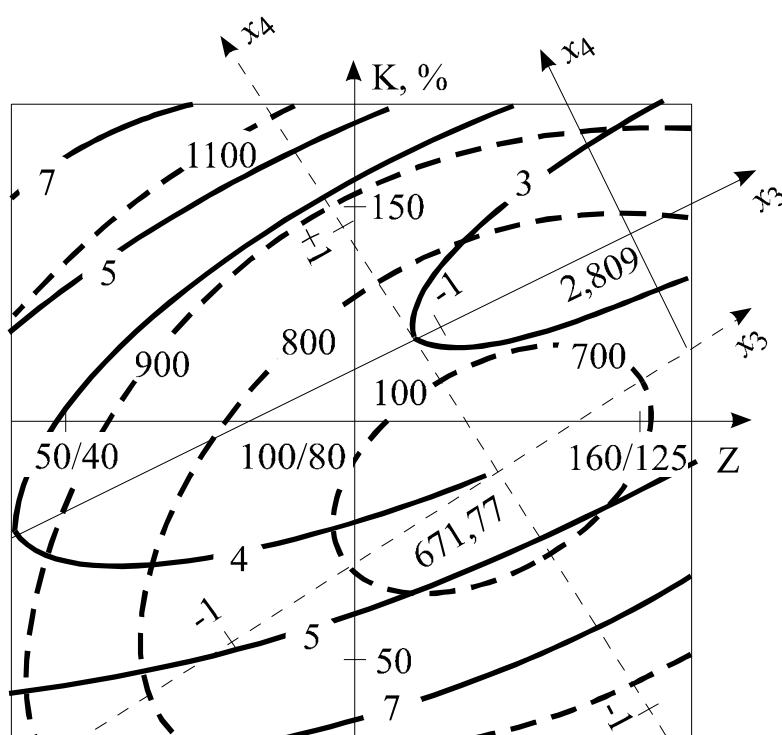


Рис. 5.9. Двумерные сечения поверхностей отклика $C = f(Z, K)$, $Q = f(Z, K)$. Условия расчета: $P = 2,0$ МПа; $V = 40$ м/с; материал ТН20.
 ———— — линии одинаковой удельной себестоимости обработки;
 - - - - - — линии одинаковой производительности

Частные расчетные зависимости (для различных условий) дают возможность анализа влияния отдельных факторов на работоспособность кругов. Например, увеличение относительной концентрации от 4 до 6 способствует росту производительности (табл. П.16, рис. П.4), но при этом существенно увеличивается износ кругов, поэтому расчетные значения себестоимости имеют минимум для кругов с относительной концентрацией 4 (рис. П.6).

Найденные закономерности изменения производительности и удельной себестоимости обработки позволяют выбирать рациональные режимы и характеристики кругов в различных условиях алмазно-искрового шлифования безвольфрамовых твердых сплавов.

Представляет интерес сравнительная оценка работоспособности кругов при шлифовании сплавов ТН-20 в различных условиях. Так, например, обычное шлифование алмазным кругом на связке М1-01 (12А2-45° АС6 100/80-4) обеспечивает производительность $Q = 193,4 \text{ мм}^3/\text{мин}$ (за 20 минут работы), а алмазно-искровое шлифование в аналогичных условиях ($P_n = 1,4 \text{ МПа}$, $V = 35 \text{ м/с}$) – $Q = 412,3 \text{ мм}^3/\text{мин}$. При шлифовании кругом на бакелитовой связке 12А2-45° АС4 100/80 Б1-01-4 в оптимальных условиях производительность $Q = 142,1 \text{ мм}^3/\text{мин}$ ($P_n = 0,8 \text{ МПа}$, $V = 30 \text{ м/с}$). Производительность алмазно-искрового шлифования в оптимальных условиях ($P_n = 2,0 \text{ МПа}$, $V = 40 \text{ м/с}$) равна $720 \text{ мм}^3/\text{мин}$ при на порядок меньшей удельной себестоимости обработки. Таким образом, алмазно-искровое шлифование сплава ТН-20 в 2 ... 2,5 раза производительнее обычного алмазного шлифования кругами на связке М1-01 и в 4 ... 5 раз производительнее, чем шлифование кругами на связке Б1-01.

Сравнительный анализ обрабатываемости твердых сплавов марок ТН-20 и Т15К6 в одинаковых условиях АИШ показывает, что производи-

тельность при шлифовании последнего ниже в среднем всего на 15 ... 20 %; учитывая низкую обрабатываемость БТС, подобное снижение производительности практически не отражается на достигаемом общем, сравнительно высоком, ее уровне [177].

5.4 Алмазно-искровое шлифование сплава ТН-20 по жесткой схеме

Учитывая, что шлифование (заточка) с принудительной поперечной подачей находит применение в производственных условиях изготовления изделий и инструментов, была произведена оценка относительного расхода алмазов и удельной себестоимости обработки безвольфрамового твердого сплава ТН-20. Обычное алмазное шлифование сплава ТН-20 кругами на связке М1-01 показало, что уже при поперечной подаче 0,010 ... 0,015 мм/дв.ход и скорости круга 20 м/с появляются трещины и сколы на обрабатываемых поверхностях, что объясняется интенсивным притуплением зерен и засаливанием режущей поверхности кругов. Поэтому обработка производилась с вводом дополнительной энергии в зону шлифования (АИШ). Режим работы генератора был выбран экспериментальным путем по наименьшему относительному расходу алмазов и удельной себестоимости обработки. Среднее значение тока составляло 4 ... 10 А, частота импульсов – 88 кГц, скважность – 2. Постоянное значение продольной подачи – 1 м/мин.

Значение факторов, уровней и интервалов варьирования для плана B_4 приведено в табл. 5.3.

Матрица планирования и результаты экспериментов приведены в табл. П.17.

Расчетное значение критерия Кохрена составляет: для относительно-го расхода $G_q = 0,19$, для удельной себестоимости $G_C = 0,14$.

Табличное значение критерия Кохрена при числе опытов $N = 24$ и количестве повторений каждого опыта $n = 2$ равно 0,34.

Таким образом, $G_{расч} < G_{табл}$, т. е. дисперсии однородны.

Таблица 5.3

Уровни факторов и интервалы их варьирования

Факторы	S_n , мм/дв.ход	V , м/с	Z , мкм	K
Условное обозначение факторов	x_1	x_2	x_3	x_4
Основной уровень (0)	0,020	20,0	120 (100/80)	4
Верхний уровень (+)	0,030	25,0	200 (160/125)	6
Нижний уровень(-)	0,100	15,0	40 (50/40)	2
Интервал варьирования	0,010	5,0	80	2

Получены следующие уравнения.

1. Для относительного расхода алмазов:

$$\begin{aligned}
 y_q = & 5,67 + 3,61x_1 + 1,44x_2 - 6,3x_3 + 3,14x_4 + \\
 & + 0,06x_1x_2 - 1,72x_1x_3 + 1,79x_1x_4 - 0,37x_2x_3 + \\
 & + 0,52x_2x_4 - 4,87x_3x_4 + 4,12x_1^2 + 5,99x_2^2 + \\
 & + 2,79x_3^2 + 1,69x_4^2.
 \end{aligned} \tag{5.15}$$

3. Для удельной себестоимости обработки:

$$\begin{aligned}
 y_C = & 29,04 - 14,3x_1 + 1,12x_2 - 4,18x_3 - 2,69x_4 + \\
 & + 0,07x_1x_2 - 1,62x_1x_3 + 0,6x_1x_4 - 0,2x_2x_3 + \\
 & + 0,13x_2x_4 - 2,36x_3x_4 + 11,74x_1^2 + 4,63x_2^2 + \\
 & + 2,61x_3^2 + 2,47x_4^2.
 \end{aligned} \tag{5.16}$$

Адекватность моделей и описываемых ими процессов проверялась по критерию Фишера:

$$F_{q(расч)} = 1,99;$$

$$F_{C(расч)} = 2,20;$$

$$F_{табл}(9; 24; 0,05) = 2,3.$$

Таким образом, $F_{расч} < F_{табл}$, т.е. модели адекватны.

На следующем этапе был оптимизирован относительный расход алмазов и удельная себестоимость шлифования (заточки).

Как показали расчеты, минимум относительного расхода алмазов находится в точке с координатами $x_1 = -0,23$, $x_2 = -0,08$, $x_3 = 1$, $x_4 = 0$ и составляет 1,88 мг/г.

Минимум удельной себестоимости обработки находится в точке с координатами $x_1 = 0,68$, $x_2 = -0,1$, $x_3 = 1$, $x_4 = 0$ и равен 22,04 коп/см³.

Перейдя к натуральным значениям величин, имеем:

минимальное значение относительного расхода алмазов $q = 1,88$ мг/г при $S_n = 0,018$ мм/дв.ход, $V = 19,5$ м/с, $K = 4$, $Z = 160/125$;

минимальное значение удельной себестоимости шлифования (заточки) достигается при $S_n = 0,027$ мм/дв.ход, $V = 19,6$ м/с, $K = 4$, $Z = 160/125$.

Для получения наглядного представления о геометрическом образе полученных функций отклика производим преобразование уравнений второго порядка в типовую (каноническую) форму с последующим построением двумерных сечений поверхности отклика в окрестности оптимума.

Наибольший интерес представляют двумерные сечения поверхности отклика $q = f(x_1, x_2)$, $C_{yд} = f(x_1, x_2)$ и $q = f(x_3, x_4)$, $C_{yд} = f(x_3, x_4)$, позволяющие оценить влияние различных сочетаний режимов и

характеристик кругов на относительный расход алмазов и удельную себестоимость.

Уравнение 5.15 в плоскости x_1x_2 при $x_3 = 1$ и $x_4 = 0$ имеет вид:

$$y_q = 2,16 + 1,89x_1 + 1,44x_2 + 4,12x_1^2 + 5,99x_2^2. \quad (5.17)$$

Были определены координаты нового центра. С этой целью дифференцировали уравнение по каждой из независимых переменных и приравнивали частные производные нулю:

$$\frac{\partial q}{\partial x_1} = 1,89 + 8,24x_1 = 0$$

$$\frac{\partial q}{\partial x_2} = 1,44 + 11,98x_2 = 0.$$

После решения системы уравнений нашли:

$$x_1 = -0,23;$$

$$x_2 = -0,12.$$

Подставив найденные значения координат нового центра в уравнение (5.17), получим значение критерия оптимизации в новом центре $q_s = 1,84$.

Преобразуя характеристическое уравнение (5.17), получим каноническую форму уравнения:

$$q = 1,84 + 5,99x_1^2 + 4,12x_2^2. \quad (5.18)$$

Аналогичные расчеты позволили получить канонические уравнения для удельной себестоимости в плоскости x_1x_2 , относительного расхода алмазов и удельной себестоимости в плоскости x_3x_4 :

$$C = 22,02 + 11,74x_1^2 + 4,6x_2^2; \quad (5.19)$$

$$q = 1,84 + 4,74x_3^2 - 0,26x_4^2; \quad (5.20)$$

$$C = 22,02 + 3,72x_3^2 + 1,36x_4^2. \quad (5.21)$$

По уравнениям (5.15, 5.16) произведен расчет относительного расхода алмазов (табл. П.18) и удельной себестоимости (табл. П.19).

Двумерные сечения поверхности отклика $q = f(S_n, V)$, $C_{уд} = f(S_n, V)$ дают возможность выбирать (рис. 5.10) различные сочетания режимов резания для обеспечения заданного относительного расхода алмазов, сбалансированного с удельной себестоимостью обработки. Например, относительный расход, равный 3 мг/г можно получить при $S_n = 0,018$ мм/дв.ход и $V = 23,0$ м/с или $S_n = 0,021$ мм/дв.ход и $V = 21,5$ м/с. При этом соответственно удельная себестоимость обработки равна 31,0 и 27,0 коп/см³.

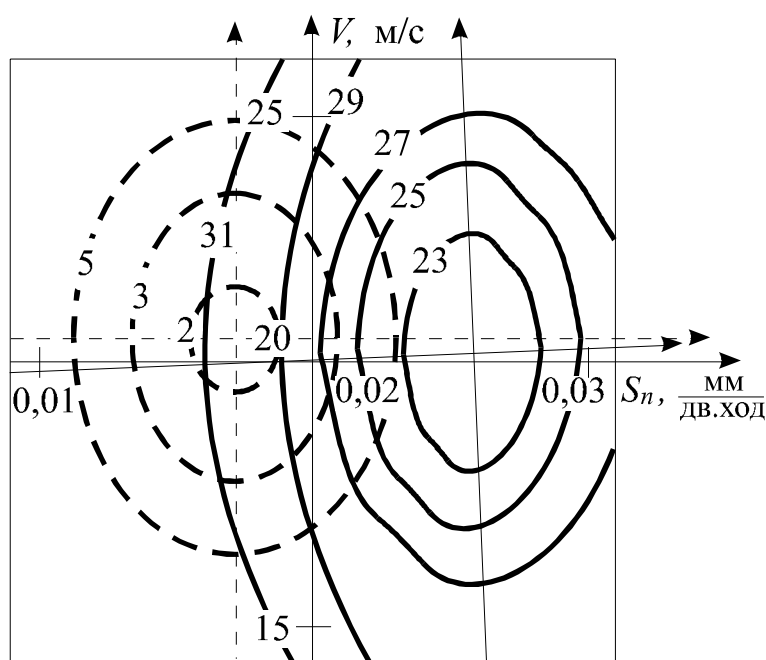


Рис. 5.10. Двумерные сечения поверхностей отклика $q = f(S_n, V)$, $C = f(S_n, V)$.

Условия расчета: $Z = 200$ (160/125) мкм; $K = 100$; материал ТН20.

- линии одинаковой удельной себестоимости обработки;
- - - - - линии одинакового относительного расхода

Варьирование режимов шлифования позволяет более рационально использовать технологические возможности оборудования для получения заданного относительного расхода алмазов при минимальной удельной себестоимости. По расположению линий равного отклика можно оценить степень воздействия поперечной подачи и скорости круга на q и C_{yd} . Поперечная подача, например, более существенно влияет на относительный расход алмазов и удельную себестоимость, чем скорость круга.

С помощью двумерного сечения поверхности отклика $q - f(Z, K)$, $C_{yd} - f(Z, K)$ находятся различные сочетания характеристик кругов для получения заданного относительного расхода алмазов с соответствующей удельной себестоимостью (рис. 5.11). Расположение линий равного отклика свидетельствует, что q и C_{yd} более зависят от зернистости алмазов, чем от их концентрации.

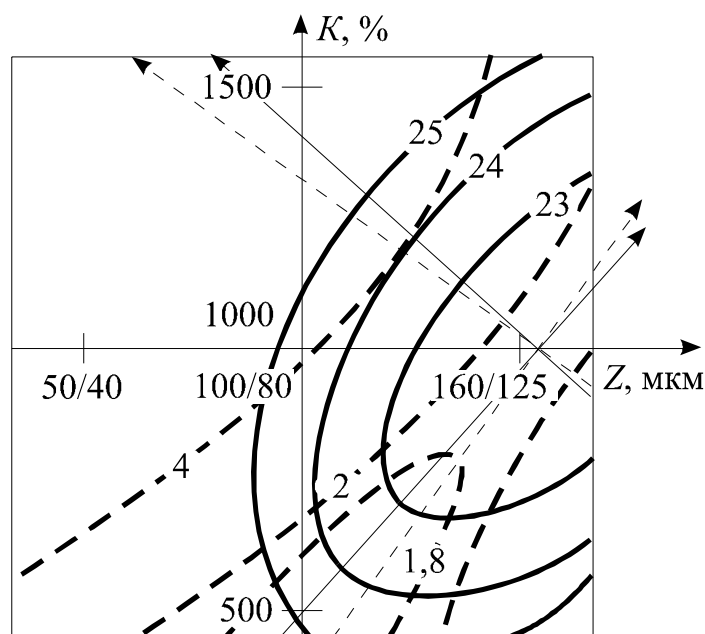


Рис. 5.11. Двумерные сечения поверхностей отклика $q - f(Z, K)$, $C - f(Z, K)$. Условия расчета:
 $S_n = 0,027$ мм/дв.ход; $V = 19,6$ м/с; материал ТН20.
 ——— — линии одинаковой удельной себестоимости обработки;
 - - - - - — линии одинаковой производительности

Влияние поперечной подачи и скорости круга на относительный расход алмазов и удельную себестоимость носят экстремальный характер (табл. П.18, П.19). Наименьший относительный расход алмазов, например, достигается при $S_n = 0,018$ мм/дв.ход, и его изменение зависит от определяющего воздействия одного из двух факторов – износа круга или производительности шлифования. Объем снимаемого материала возрастает с увеличением поперечной подачи (уменьшается межэлектродный зазор, повышается сила тока и интенсифицируется процесс резания); износ алмазного круга меняется неоднозначно.

С увеличением зернистости от 50/40 до 160/125 и ростом относительной концентрации алмазов от 2 до 6 значения q и C_{yd} снижаются (табл. П.18, П.19) [88, 192].

Таким образом, исследования позволили выявить возможность качественной обработки безвольфрамовых твердых сплавов с помощью высокопроизводительного алмазно-искрового метода и установить оптимальные условия шлифования с учетом минимальной удельной себестоимости обработки $S_n = 0,027$ мм/дв.ход и $V = 19,5$ м/с, $K = 4$, $Z = 160/125$.

Выводы

1. Достоверная оценка работоспособности шлифовальных кругов независимо от критерия оптимизации (q мг/г, Q мм³/мин, C_{yd} коп/см³) может быть произведена при сохранении устойчивого рельефа в условиях равномерного их самозатачивания в течение всего периода шлифования.

2. Алмазно-искровое шлифование твердых сплавов, в том числе безвольфрамовых, является наиболее производительным процессом обработ-

ки указанных материалов, что связано с обеспечением высокой режущей способности кругов.

3. Сравнительная надежная оценка работоспособности алмазных кругов может быть произведена в условиях упругой схеме шлифования, когда высокая потенциальная режущая способность их выявляется наиболее полно.

4. Относительный расход алмазов (q мг/г) не может достаточно полно и однозначно характеризовать свойства круга и различные условия его применения, так как он зачастую не коррелирует с производительностью. Между тем, именно производительность, являющаяся характеристикой режущей способности кругов оказывает превалирующее влияние на удельную себестоимость шлифования (по сравнению с возмещением износа круга).

5. Анализ различных видов планов теории планирования экспериментов при поиске оптимальных условий показал, что наиболее приемлемыми являются планы второго порядка, близкие к Д-оптимальному (B_4).

6. Условия алмазно-искрового шлифования вольфрамосодержащих твердых сплавов обеспечивает высокую работоспособность кругов; производительность обработки достигает $1000 - 1200 \text{ мм}^3/\text{мин}$ и по сравнению с обычным алмазным шлифованием на связке М1-01 она выше в 2 - 2,5 раза, а удельная себестоимость и относительный расход алмазов ниже в 1,5 – 2 раза.

7. Производительность АИШ безвольфрамовых твердых сплавов ТН20 в среднем несколько ниже, чем сплава Т15К6 (на 15 – 20 %). Однако по сравнению с обычным алмазным шлифованием на такой же связке М1-01 она в 2 – 2,5 раза выше, чем при шлифовании кругами на бакелитовой связке (Б1-01), чаще всего применяемой при обработке БТС.

8. Особенностью алмазно-искрового шлифования твердых сплавов является слабое влияние скорости резания на производительность и относительный расход алмазов; процесс, как отмечалось, обеспечивает развитость рельефа круга, и в этом смысле скорость резания, как фактор, обеспечивающий самозатачиваемость, теряет значение.

9. К особенностям процесса АИШ твердых сплавов следует также отнести преимущества мелкозернистых кругов в производительности; лучшие показатели крупнозернистых кругов в обычных процессах шлифования, связанные с большими межзеренными пространствами, меньшей «засаливаемостью» и способностью более продолжительное время сохранять развитость рельефа здесь не проявляются.

ГЛАВА 6. КАЧЕСТВО ПОВЕРХНОСТИ И ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ ТВЕРДЫХ СПЛАВОВ

Знание некоторых принципов легко
возмещает незнание некоторых фактов.
К. Гельвеций

Тверже всего мы верим в то,
о чем меньше всего знаем.
Монтень

Алмазно-искровое шлифование, как отмечалось, способствует достижению развитого, устойчивого рельефа режущей поверхности круга. Понятно, что взаимодействие такого рельефа с обрабатываемым материалом и связанное с ним введение дополнительной энергии в зону шлифования вызовет специфическое воздействие силового и температурного факторов на формирование состояния поверхностного слоя. Неоднородная по глубине, а также в микрообъемах приповерхностного слоя твердых сплавов пластическая и термопластическая деформация способствует возникновению остаточных напряжений.

Взаимосвязь остаточных напряжений с прочностными характеристиками и работоспособностью деталей общеизвестна [64, 116, 131, 201]. Остаточные напряжения проявляют себя, как и всякие другие, например, рабочие напряжения. Если результат их совместного действия не превышает предела упругости, то для них сохраняется принцип упругого наложения. Понятно, что с превышением предела упругости возникает пластическое течение в соответствии со свойствами данного материала и независимо от того, какой род напряжений в нем действует; в этих условиях количественно изменяются остаточные напряжения, т. е. происходит их перераспределение. Таким образом, можно отметить как справедливое, су-

существующее мнение о том, что влияние остаточных напряжений определяется законами течения и разрушения материала, которые еще не изучены полностью [107].

В связи с этим нам представляется, что выводы о потенциальной работоспособности изделий по сформированным остаточным напряжениям требуют весьма взвешенного подхода. Многое здесь зависит от конкретных свойств обрабатываемого материала и особенно условий, в которых будет находиться изделие в процессе эксплуатации. Однозначный вывод о благоприятных остаточных напряжениях на рабочих поверхностях инструментов не имеет реального смысла и значения; в зависимости от свойств материала инструмента, вида обработки (фрезерование, развертывание, точение) условия нагружения режущих поверхностей будут существенно отличаться. Даже в одном процессе точения в зависимости от сечения среза и скорости резания, геометрических параметров резцов и свойств материала остаточные напряжения по-разному могут влиять на показатели работоспособности инструмента; например, образование элементной или сливной стружки, работа в зоне наростообразования или за ее пределами, точение с малой толщиной среза, когда сила P_y может превышать P_z – все это при одинаковых остаточных напряжениях по-разному отразится на износостойкости резцов.

Вместе с тем, следует заметить, что оценка взаимосвязи остаточных напряжений и работоспособности изделий и инструментов из твердых сплавов может быть более достоверной. У хрупких материалов при нагружении малая возможная величина пластической деформации не позволяет нейтрализовать влияние остаточных напряжений [202, 203]. Тем не менее, существуют различные мнения по влиянию остаточных напряжений на прочность и износостойкость твердых сплавов. Можно считать установленным, что для хрупких материалов в условиях знакопеременных нагру-

зок остаточные напряжения оказывают значительное влияние на усталостную прочность; растягивающие напряжения снижают прочность в 1,2 – 1,5 раза по сравнению с ненапряженным состоянием [91]. Подобное мнение высказывается и при оценке взаимосвязи остаточных напряжений и прочности на микроскалывание – увеличение напряжений сжатия повышает прочность и наоборот [57, 209].

По вопросу влияния остаточных напряжений на износостойкость твердого сплава однозначного мнения нет. В ряде работ показано, что большим сжимающим напряжениям соответствует большая износостойкость инструментов [85, 156, 163]. Имеются сведения и о том, что износ твердого сплава возрастает, когда в приповерхностном слое формируются значительные напряжения независимо от их знака [80, 116]. Вместе с тем, существует мнение, что напряжения сжатия при испытании трением диска значительно ускоряют износ твердого сплава, а растягивающие – действуют двояко в зависимости от их величины – напряжение до 0,5 ГПа (50 кг/мм^2) снижают износ твердого сплава, а напряжения, приближающиеся к пределу прочности твердого сплава, резко увеличивают износ [91].

Некоторые различия в оценке взаимосвязи остаточных напряжений с износостойкостью объясняются, по-видимому, тем, что в одних случаях речь идет о макронапряжениях, а в других – о суммарных ориентированных напряжениях, которые неадекватны тривиальным напряжениям первого рода, несмотря на характер рентгенографического проявления [144]. Иными словами, получаемые рентгенографическими методами результаты отражают суммарный эффект, вызванный как напряжениями первого рода, так и ориентированными микронапряжениями [27, 169, 202, 204]. Интересно отметить, что о влиянии микронапряжений (напряжений второго рода) на прочностные свойства также нет определенного мнения. Отмечается, что их влияние на механические свойства остается неизвестным, и во

многим может оказаться аналогичным влиянию макронапряжений [43]; вместе с тем, очевидно, что поскольку начало разрушения является микроскопическим, оно не может быть описано макроскопическими эффектами [107]. Некоторые авторы считают, что изменение искажений второго рода в несколько раз не вызывает изменения в сопротивлении пластической деформации, а является лишь фактором, сопутствующим упрочнению [62, 93], другие исследователи полагают, что нет оснований отрицать влияние микроискажений на прочность [105].

Есть данные и о том, что после шлифования твердых сплавов связь прочности с микронапряжениями установить не удалось [100]. Между тем, влияние микронапряжений на процесс износа твердых сплавов является несомненным, так как разрушения в условиях эксплуатации начинаются на кристаллитном уровне [202, 204]. При одинаковых макронапряжениях может иметь место различие в значениях микронапряжений. Поэтому представляет интерес анализ взаимосвязи износостойкости шлифованных инструментов не только с макронапряжениями либо суммарными ориентированными напряжениями, но и с межфазными микронапряжениями. Это особенно важно в тех случаях, когда не удастся обнаружить корреляции между износостойкостью изделий (инструментов) и макронапряжениями.

6.1. Методика исследований

Остаточные ориентированные напряжения σ в поверхностном слое твердых сплавов определялись рентгенографическим способом многократных наклонных съемок ($\sin^2 \psi$ -метод) [197, 202] на установках УРС-50ИМ и ДРОН-2 в фильтрованном излучении железного и кобальтового анодов. В сравнении с механической тензометрией напряженного со-

стояния [45, 46] используемый метод позволяет измерять остаточную деформацию (остаточные напряжения) без разрушения (последующего травления) образца, исследовать влияние условий АИШ на состояние отдельных фаз многокомпонентного материала, определить роль макро- и межфазных микросоставляющих суммарных ориентированных напряжений в формировании остаточного напряженного состояния поверхностного слоя материала. Это позволяет более достоверно установить взаимосвязь остаточных напряжений с износостойкостью твердого сплава.

Регистрация профилей дифракционных линий проводилась по точкам способом набора заданного числа импульсов с ионизационной регистратурой. Положение максимума составляющей K_α определялось методом Речингера [39] и [92] Куколя. Величину остаточных напряжений определяли по формуле:

$$\sigma_{op} = \frac{E}{1 + \mu} \cdot \frac{d_\psi - d_\perp}{d_{cp} \sin^2 \psi}, \quad (6.1)$$

где E – модуль нормальной упругости; μ – коэффициент Пуассона; d_ψ , d_\perp – межплоскостные расстояния, измеренные под углом и по нормали к поверхности образца; d_{cp} – среднее значение межплоскостных расстояний; ψ – угол между нормалью к поверхности образца и нормалью к отражающим плоскостям.

Для расчетов напряжений приняты макроскопические значения модулей упругости и коэффициента Пуассона: $TiC - E = 460$ ГПа; $\mu = 0,17$; $Ni - E = 210$ ГПа; $\mu = 0,30$ (ТН20); $(TiW)C - E = 320$ ГПа; $\mu = 0,14$; $WC - E = 720$ ГПа; $\mu = 0,22$ (Т15К6) [86].

Тогда значения упругих постоянных $\frac{E}{1 + \mu}$, принятые при расчетах для соответствующих фаз, составляют: $TiC - 390$ ГПа, цементирующей фа-

зы на основе никеля – 160 ГПа (ТН20), $(TiW)C$ – 280 ГПа, WC – 590 ГПа (Т15К6). В безвольфрамовом твердом сплаве ТН20 снимали дифракционные линии (420) TiC и (311) Ni , а в сплаве Т15К6 линии (112) WC и (331) $(TiW)C$.

Теоретическая погрешность в определении напряжений для карбидов вольфрама составляла $\pm 0,04 \dots 0,06$ ГПа, карбидов титана и цементирующей фазы на основе никеля $\pm 0,03 \dots 0,04$ ГПа. Действительная погрешность, благодаря применению « $\sin^2 \psi$ -метода», оказывается меньше.

Твердосплавные пластинки из одной партии перед рентгеноструктурным анализом были предварительно отсортированы по одинаковой термо-э.д.с. [72], и для дальнейших экспериментов выбирались образцы с ее отклонениями не более чем $\pm 0,5$ %. Предварительный отбор пластин по термо-э.д.с. способствовал тому, что разница в значениях остаточных напряжений в исходном состоянии находилась на уровне погрешности измерения.

Пластины сплава ТН20 сортировались также по количеству и дисперсности цементирующей фазы Ni ; из исследований исключались пластины с крупнокристаллической фракцией никелевой фазы, а также нарушенным соотношением интенсивности ее дифракционных линий (111) и (200), которые в процессе рентгенографирования имеют наибольшую интенсивность по сравнению с другими дифракционными линиями.

С целью уточнения механизма формирования остаточных напряжений в безвольфрамовом твердом сплаве и выяснения взаимосвязи между составляющими суммарных ориентированных напряжений и износостойкостью твердого сплава было выполнено их разделение на макро σ_1 и межфазные микронапряжения σ_2 в соответствующих фазах. Разделение суммарных ориентированных напряжений (деформаций) на макро и меж-

фазные микросоставляющие выполнялось путем вытравливания цементирующей фазы с поверхности сплава и последующем рентгенографировании.

Для сравнения полученных результатов производилось разделение суммарных остаточных напряжений с помощью модельного метода, разработанного в НТУ «ХПИ» [154, 155].

Значения σ_1 и σ_2 во всех фазах гетерофазного сплава определяются путем решения системы линейных уравнений:

$$\begin{aligned}\sigma_1 + \sigma'_2 &= \sigma'_{op} \\ \sigma_1 + \sigma''_2 &= \sigma''_{op} \\ &\dots\dots\dots (6.2) \\ \sigma_1 + \sigma^n_2 &= \sigma^n_{op} \\ \sigma'_2 v' + \sigma''_2 v'' + \dots + \sigma^n_2 v^n &= 0,\end{aligned}$$

где σ_1 – макронапряжения в поверхностном слое; $\sigma'_2 \dots \sigma^n_2$ – межфазные микронапряжения в каждой из фаз сплава; $\sigma'_{op} \dots \sigma^n_{op}$ – суммарные (общие) ориентированные напряжения, измеренные по каждой из фаз; $v' \dots v^n$ – объемная концентрация фаз.

Для установления взаимосвязи остаточных напряжений с эксплуатационными показателями обработанной поверхности проводились стойкостные испытания инструментов, обработанных в соответствующих условиях АИШ. Эксперименты проводились на токарно-винторезном станке 16K20 при точении пластинами из Т15К6 сырой стали 45 с $HB=170$ ($V=3,25$ м/с; $S=0,14$ мм/об; $t=0,2$ мм) и пластинами ТН20 стали ХВСГ ($V=3,25$ м/с; $S=0,075$ мм/об; $t=0,25$ мм) без охлаждения.

Резцы имели следующие геометрические параметры: $\gamma=0^\circ$, $\alpha=10^\circ$, $\alpha_1=12^\circ$, $\phi=45^\circ$, $\phi_1=15^\circ$, $\lambda=0$. За критерий затупления был принят износ

по задней поверхности $h_z = 0,45$ мм, который измерялся непосредственно на станке с помощью микроскопа Мир-2.

Применяемая в процессе исследования методика многофакторного планирования экспериментов описана ранее.

6.2. Остаточные напряжения и износостойкость резцов из сплава Т15К6

В связи с отсутствием данных о состоянии поверхностного слоя твердых сплавов после алмазно-искрового шлифования был произведен поиск почти стационарной области факторного пространства, т. е. области, прилежащей к оптимуму, методом симплексного планирования экспериментов.

Образцы шлифовались алмазным кругом 12А2-45°-АС6 100/80 М1-01-4 по упругой схеме с изменением условий, оказывающих превалирующее влияние на процесс: нормального давления (P_n , МПа); скорости резания (V , м/с). В качестве параметра оптимизации были приняты значения остаточных напряжений в карбидных фазах вольфрама и титана, а также износостойкость резцов.

Движение симплекса к оптимуму (табл. 6.1, рис. 6.1) происходит несколько осложнено, так как в некоторых его точках обнаруживаются близкие значения остаточных напряжений, что приводит к некоторому временному изменению направления движения. Вращение симплекса происходит вокруг точки K , соответствующей $V = 25$ м/с и $P_n = 1,2$ МПа.

Для установления соотношений остаточных напряжений с износостойкостью проводились испытания резцов, заточенных в условиях, соот-

ветствующих точке K симплекса, а также режимам шести близлежащих точек B, D, N, O, M, F .

Таблица 6.1

Результаты экспериментов в точках движения симплекса

Точки	Нормальное давление P_n , МПа	Скорость шлифования V , м/с	Остаточные напряжения в фазах, ГПа	
			WC	(TiW)C
A	0,4	25,0	-1,4	0,50
B	0,8	25,0	-1,3	0,45
C	0,6	30,0	-1,3	0,35
D	1,0	30,0	-1,5	0,40
E	0,6	20,0	-1,3	0,20
F	1,0	20,0	-1,3	0,20
K	1,2	25,0	-1,65	0,65
M	1,4	20,0	-1,45	0,55
N	1,4	30,0	-1,45	0,70
O	1,6	25,0	-1,45	0,60

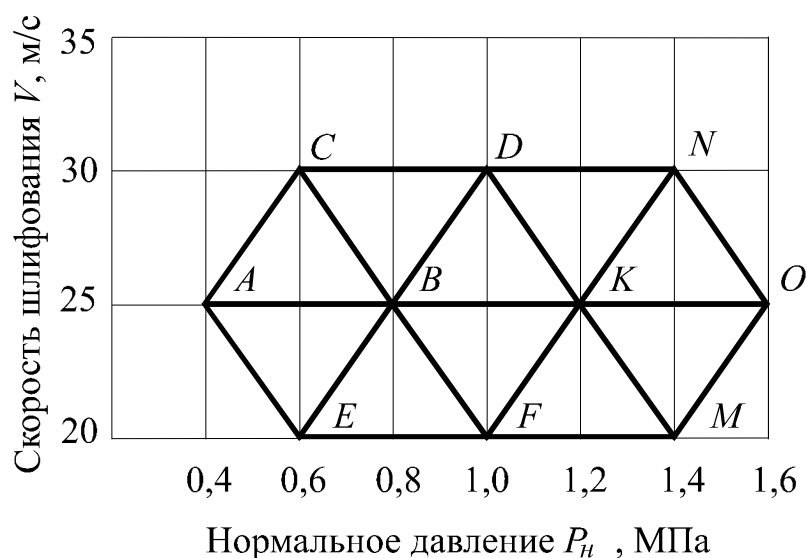


Рис. 6.1. Графическое изображение поиска режимов шлифования по остаточным напряжениям.
Условия АИШ: круг 12A2-45° AC6 M1-01-4;
материал T15K6

На основании результатов $3 \div 5$ испытаний для каждого режима шлифования пластин получены результаты по износу резцов во времени (табл. 6.2).

Таблица 6.2

Износ резцов, заточенных при различных режимах

Время работы резцов, мин	Износ резцов для различных режимов заточки						
	1	2	3	4	5	6	7
10	0,110	0,150	0,150	0,150	0,180	0,180	0,180
20	0,150	0,200	0,190	0,230	0,270	0,270	0,295
30	0,200	0,260	0,250	0,285	0,340	0,375	0,435
40	0,260	0,330	0,310	0,360	0,408	0,429	0,515
50	0,300	0,380	0,360	0,460	0,532	0,540	—
60	0,335	0,440	0,395	—	—	—	—
70	0,365	0,465	0,480	—	—	—	—
80	0,385	—	—	—	—	—	—
90	0,465	—	—	—	—	—	—
1 – $P_n = 1,2$ МПа; $V = 25$ м/с; 2 – $P_n = 1,6$ МПа; $V = 25$ м/с; 3 – $P_n = 1,4$ МПа; $V = 30$ м/с; 4 – $P_n = 1,0$ МПа; $V = 30$ м/с; 5 – $P_n = 0,8$ МПа; $V = 25$ м/с; 6 – $P_n = 1,4$ МПа; $V = 20$ м/с; 7 – $P_n = 1,0$ МПа; $V = 20$ м/с							

Наибольшая износостойкость резцов – 90 мин – получена при шлифовании их задней поверхности со скоростью $V = 25$ м/с и нормальном давлении $P_n = 1,2$ МПа. При сравнении данных по остаточным напряжениям на задних поверхностях и износостойкости резцов видно, что наибольшим сжимающим напряжением в карбидной фазе вольфрама (точка К) соответствует наибольший период стойкости резцов.

Как показали опыты, в изученных условиях обработки у твердых сплавов Т15К6 наблюдаются сжимающие остаточные напряжения. Это обусловлено тем, что в процессе их формирования в условиях АИШ сило-

вой фактор превалирует над тепловым. Механизм образования указанных остаточных напряжений описан ранее [85, 153, 163, 190, 202], некоторые его особенности будут отмечены ниже.

Анализ влияния характеристики алмазных кругов на уровень остаточных напряжений и износостойкость резцов, заточенных при оптимальных режимах ($P_n = 1,2$ МПа и $V = 25$ м/с) показывает, что зернистость незначительно влияет на указанные параметры (табл. 6.3). Это связано с самозатачиванием кругов в условиях АИШ, развитостью режущей поверхности, в результате чего осуществляется устойчивое, стабилизирующее воздействие силового фактора.

Таблица 6.3

Влияние характеристики алмазных кругов на уровень остаточных напряжений и стойкости резцов

Параметры алмазного круга	σ_{WC} , ГПа	$\sigma_{(TiW)C}$, ГПа	T , мин
Зернистость алмазов, мкм			
50/40	-1,60	-0,70	100
100/80	-1,65	-0,65	90
160/125	-1,70	-0,65	100
Концентрация алмазов (относительная)			
2	-1,00	-0,40	60
4	-1,65	-0,65	90
6	-1,00	-0,45	60

Следует заметить, что при обычной алмазной обработке твердого сплава в зависимости от степени притупления кругов и засаливаемости, зависящих от зернистости, существенно возрастает роль теплового фактора в формировании остаточных напряжений, что приводит к значительному уменьшению уровня сжимающих остаточных напряжений (до 5 раз) [85].

Относительная концентрация алмазов в круге заметно влияет на остаточные напряжения и износостойкость резцов; оптимальной с позиции формирования наибольших сжимающих остаточных напряжений и соответствующей им максимальной стойкости является относительная концентрация 4.

Установление оптимальных режимов шлифования, взаимосвязи между ними, остаточными напряжениями на рабочей поверхности и износостойкостью резцов проводились методом ротатбельного планирования экспериментов второго порядка при постоянной характеристике алмазного круга: 12A2-45° AC6 100/80 M1-01-4.

Матрица планирования и результаты экспериментов приведены в табл. 6.4.

Таблица 6.4

Матрица планирования и результаты экспериментов

Факторы				Значения параметров оптимизации		
Натуральное значение		Кодированное значение		σ_{WC} , ГПа	$\sigma_{(TiW)C}$, ГПа	T , мин
P_H , МПа	V , м/с	x_1	x_2	y_1	y_2	y_3
1,6	30,0	+	+	-1,30	-0,35	55
0,8	30,0	–	+	-1,20	-0,40	50
1,6	20,0	+	–	-1,55	-0,55	65
0,8	20,0	–	–	-1,30	-0,40	30
0,6	25,0	-1,41	0	-1,35	-0,45	40
1,7	25,0	+1,41	0	-1,45	-0,55	70
1,2	17,9	0	-1,41	-1,35	-0,35	40
1,2	32,1	0	+1,41	-1,35	-0,55	60
1,2	25,0	0	0	-1,65	-0,60	90
1,2	25,0	0	0	-1,60	-0,65	80
1,2	25,0	0	0	-1,70	-0,60	90
1,2	25,0	0	0	-1,65	-0,60	90
1,2	25,0	0	0	-1,75	-0,70	100

Получены следующие уравнения:

для остаточных напряжений в карбиде вольфрама σ_{WC}

$$\hat{y}_1 = 1,67 - 0,06x_1 + 0,04x_2 + 0,14x_1^2 - 0,17x_2^2 + 0,04x_1x_2; \quad (6.3)$$

для остаточных напряжений в карбиде титана $\sigma_{(TiW)C}$

$$\hat{y}_2 = 0,63 - 0,03x_1 - 0,01x_2 + 0,08x_1^2 + 0,10x_2^2 + 0,05x_1x_2; \quad (6.4)$$

для стойкости резцов

$$\hat{y}_3 = 90 + 10,3x_1 + 4,79x_2 - 18,13x_1^2 - 20,63x_2^2 - x_1x_2. \quad (6.5)$$

Адекватность уравнений (6.3) ... (6.5) подтверждена проверкой по критерию Фишера; анализ коэффициентов регрессии по t -критерию Стьюдента показал их значимость.

Для нахождения координат оптимальных значений σ_{WC} , $\sigma_{(TiW)C}$ и T частные производные первого порядка уравнения регрессии приравнивали нулю. Результаты решения полученных систем уравнений приведены в табл. 6.5.

Таблица 6.5

Координаты оптимума остаточных напряжений
в фазах WC , $(TiW)C$ и стойкости резцов T

Фактор	σ_{WC}		$\sigma_{(TiW)C}$		T	
	Кодированные значения	Натуральные значения	Кодированные значения	Натуральные значения	Кодированные значения	Натуральные значения
x_1	0,23	1,29 (МПа)	0,19	1,28 (МПа)	0,027	1,21 (МПа)
x_2	-0,16	24,20 (м/с)	0,004	25,02 (м/с)	0,07	25,35 (м/с)

С целью нахождения фигур равного отклика для остаточных напряжений в карбиде вольфрама и стойкости резцов проведены канонические преобразования выражений (6.3), (6.5) путем решения характеристических уравнений [30]. В результате получены канонические уравнения:

$$\sigma_{WC} = 1,68 + 0,13x_1^2 + 0,18x_2^2, \quad (6.6)$$

$$T = 91,54 - 1543x_1^2 - 23,33x_2^2. \quad (6.7)$$

Совместный анализ остаточных напряжений в поверхностном слое и износостойкости резцов проводился с помощью двумерных сечений поверхности отклика, а также однофакторных зависимостей. Оптимумы остаточных напряжений и стойкости резцов находятся в близких областях (рис. 6.2), что свидетельствует об их взаимосвязи; совпадение направления полуосей эллипсов для остаточных напряжений и стойкости подтверждают сказанное.

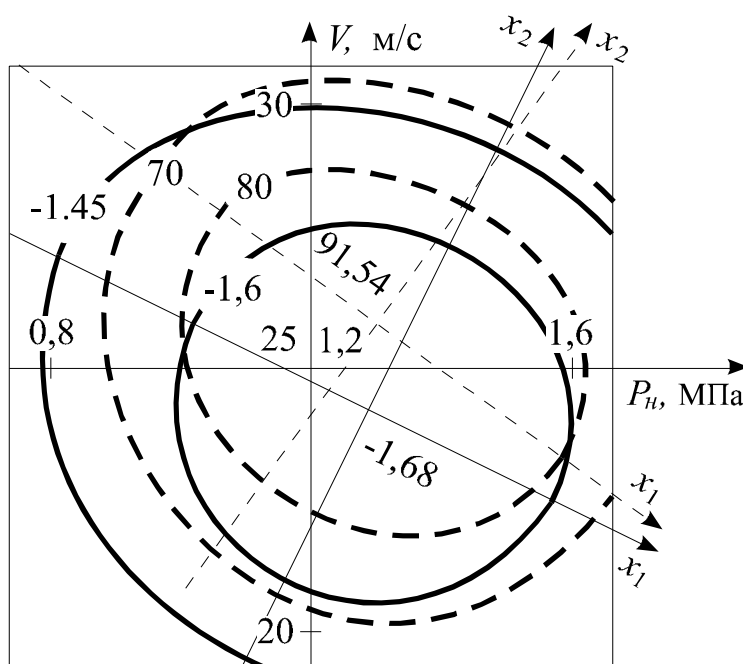


Рис. 6.2. Двумерные сечения поверхностей отклика

$$\sigma_{WC} = f(P_n, V), T = f(P_n, V).$$

Условия расчета: $Z = 100/80$; $K = 4$;
материал Т15К6.

— линии одинаковых напряжений;
--- линии одинаковой стойкости

Изменение режимов обработки, сопровождающееся удалением от области оптимума, приводит к снижению уровня остаточных сжимающих

напряжений и стойкости резцов. Максимальному значению остаточных напряжений сжатия в карбидных фазах соответствует наибольшая стойкость резцов.

Кривые одинакового отклика позволяют выбирать различные сочетания режимов шлифования, обеспечивающих одинаковую стойкость резцов. Например, стойкость, равную 80 минут, можно получить при $P_n = 1,6$ МПа и $V = 25$ м/с или $P_n = 1,05$ МПа и $V = 28$ м/с, а также при других сочетаниях скорости и нормального давления. Подобный анализ может быть проведен и для поисков режимов, обеспечивающих одинаковые остаточные напряжения.

Таким образом, в поверхностном слое образцов из сплава Т15К6 формируются сжимающие остаточные напряжения, ориентированные в плоскости обработанной поверхности. В связи с тем, что при шлифовании имеет место неоднородная пластическая и термопластическая деформация по глубине, вызванная взаимодействием усилий резания и градиента температур, можно отметить, что механизм их формирования – макроскопический [153, 202]; при этом глубина распространения макронапряженного состояния обусловлена химико-механическими свойствами сплава и не превышает 100 мкм [163].

Сжимающий характер остаточных напряжений при всех режимах АИШ указывает, как уже отмечалось, на превалирующее влияние силового воздействия в исследованных условиях.

Следует иметь в виду, что измеренные ориентированные остаточные напряжения в фазах карбида вольфрама и титана имеют различные значения. И поскольку макронапряженное состояние поверхностного слоя в целом можно считать одинаковым, то, следовательно, существуют межфазные микронапряжения, которые приносят свой различный вклад в ориентированные суммарные остаточные напряжения. Понятно, что это прояв-

ление связано с неодинаковыми теплофизическими и прочностными свойствами фаз. Следует отметить, что, когда преобладает механическое воздействие (силовой фактор), межфазные остаточные микронапряжения распределяются в соответствии с прочностными свойствами фаз [153, 202].

Анализ однофакторных зависимостей, полученных на основании приведенных уравнений регрессии (6,3) ... (6,5) позволяет установить влияние условий шлифования на напряженное состояние поверхностного слоя и износостойкость резцов (рис. 6.3, 6.4), а также оценить результат совместного силового и теплового воздействия на них.

Наиболее благоприятное состояние поверхностного слоя, обеспечивающее высокие эксплуатационные свойства твердого сплава, формируется при нормальном давлении $P_n = 1,2$ МПа и скорости шлифования $V = 25$ м/с. Повышение нормального давления с 0,8 до 1,2 МПа способствует проявлению роли силового фактора, что приводит к увеличению остаточных напряжений сжатия. Дальнейшее увеличение давления свыше 1,2 МПа наряду с ростом силового воздействия привносит возрастающую роль теплового фактора; тем не менее, силовой фактор остается преобладающим – обнаруживается лишь незначительное снижение остаточных напряжений сжатия. Несмотря на введение дополнительной энергии в зону резания при АИШ, главным следствием этого все же следует считать взаимодействие развитого режущего рельефа с обрабатываемой поверхностью твердого сплава. Поэтому, учитывая также, что процесс происходит с охлаждением, тепловой фактор не вносит в формирование состояния поверхности заметного вклада и при увеличении скорости резания. Известно, что при обработке с введением дополнительной энергии в зону шлифования с ростом скорости может происходить снижение температуры [29, 159]. Повышение скорости шлифования до 25 м/с увеличивает уровень сжимающих остаточных напряжений и соответственно стойкость резцов.

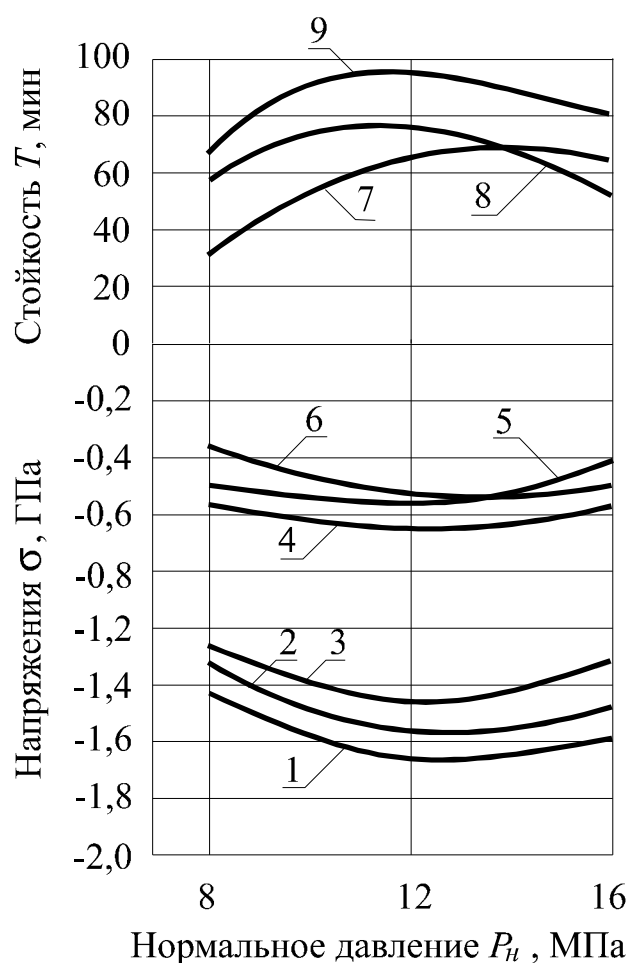


Рис. 6.3. Влияние нормального давления на остаточные напряжения и стойкость инструмента. Условия расчета: $Z - 100/80$; $K=4$; $V = 20$ м/с (2, 6, 7); $V = 25$ м/с (1, 4, 9); $P = 1,6$ МПа (2, 5, 8); 1, 2, 3 – σ_{WC} ; 4, 5, 6 – $\sigma_{(TiW)C}$; 7, 8, 9 – T

Дальнейший рост скорости несколько снижает уровень остаточных напряжений из-за возрастания тепловыделений, однако не приводит к изменению их знака.

Представляет интерес анализ остаточного напряженного состояния при шлифовании по «жесткой схеме». Результаты экспериментов показывают, что характер изменения остаточных ориентированных напряжений в сплаве Т15К6, например, при увеличении поперечной подачи такой же, как и при увеличении нормального давления. Рост поперечной подачи от 0,01

до 0,05 мм/дв.ход мало влияет на изменение остаточных напряжений, дальнейшее повышение приводит к снижению уровня сжимающих остаточных напряжений (рис. 6.5). Следовательно, механизм формирования поверхностного слоя под воздействием силового и теплового факторов при увеличении поперечной подачи и нормального давления можно считать одинаковым.

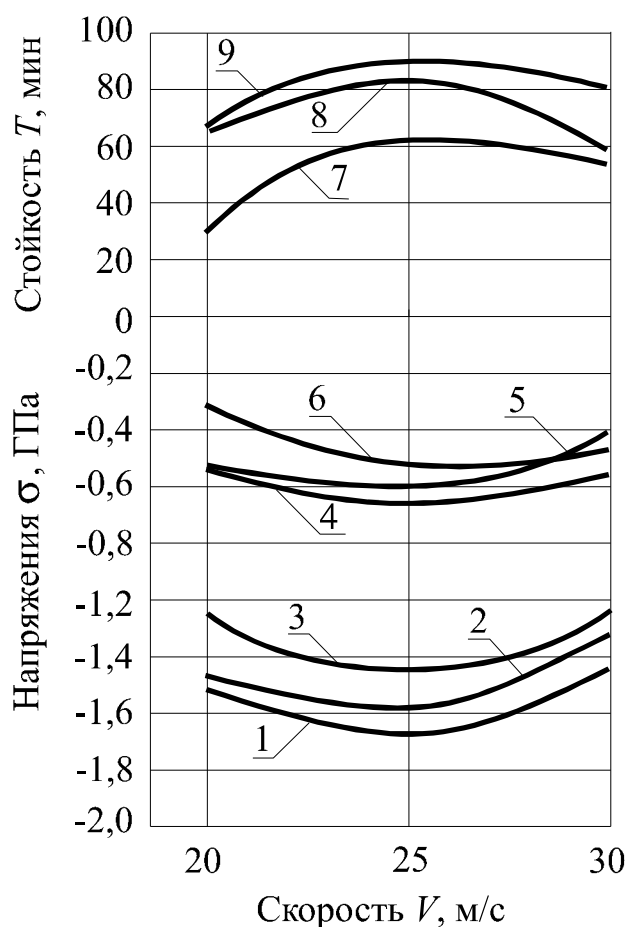


Рис. 6.4. Влияние скорости шлифования на остаточные напряжения и стойкость инструмента. Условия расчета: $Z - 100/80$; $K=4$; $P = 0,8$ МПа (3, 6, 7); $P = 1,2$ МПа (1, 4, 9); $V = 30$ м/с (3, 5, 8); 1, 2, 3 – σ_{WC} ; 4, 5, 6 – $\sigma_{(TiW)C}$; 7, 8, 9 – T

Следует заметить, что при обычном алмазном шлифовании ужесточение режимов приводит к тому, что в карбидных фазах вольфрама и титана

сжимающие остаточные напряжения переходят в растягивающие, что свидетельствует о преобладающем влиянии термического фактора [158, 163].

Высокая режущая способность кругов при алмазно-искровом шлифовании сохраняется и при ужесточении режимов резания, в связи с этим диспропорция между заданным и фактическим съемом материала практически не возникает, поэтому теплонапряженность процесса изменяется не существенно.

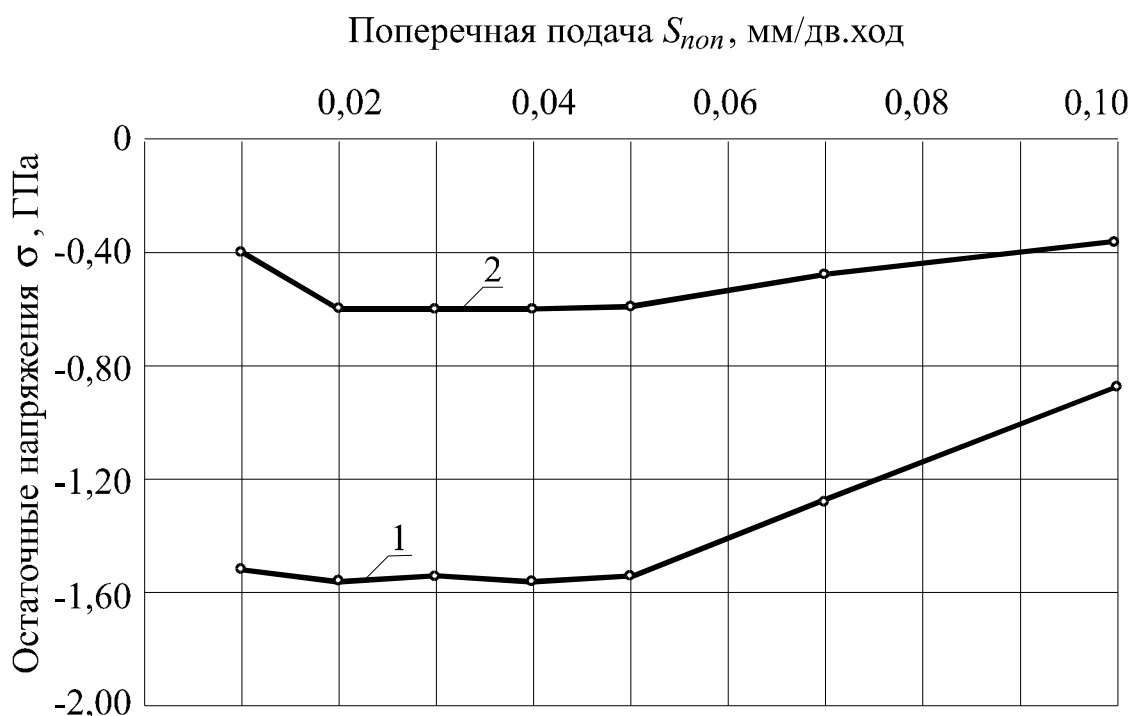


Рис. 6.5. Влияние поперечной подачи на остаточные напряжения.

Условия расчета: $Z - 100/80$; $K=4$; $V = 25$ м/с; 1 – σ_{WC} ; 2 – $\sigma_{(TiW)C}$

Таким образом, при алмазно-искровом шлифовании твердого сплава Т15К6 достигаемая высокая производительность обработки сопровождается благоприятным состоянием поверхностного слоя – в нем возникают сжимающие остаточные напряжения, на формирование которых превалирующее влияние оказывает силовой фактор.

6.3. Особенности напряженного состояния поверхностного слоя безвольфрамовых твердых сплавов и его взаимосвязь с износостойкостью инструментов

Если не высказаны противоположные мнения, то не из чего выбрать лучшее.
Геродот

Для обычных твердых сплавов, в том числе Т15К6, как было показано, взаимосвязь остаточных напряжений с износостойкостью характеризуется зависимостью, при которой большим сжимающим ориентированным напряжениям соответствует большая длина пути резания или износостойкость. Предварительное изучение поведения шлифованных безвольфрамовых твердых сплавов, в частности ТН20, показало, что такой корреляции не обнаруживается.

В связи с этим, учитывая особенности формирования остаточных напряжения в гетерофазных материалах, основанные на двойственном характере остаточной ориентированной деформации, а также принимая во внимание закономерности взаимодействия макроскопических напряжений при различных (силовом либо тепловом) превалирующих факторах [154, 155, 204], ориентированные деформации (напряжения) были разделены нами на две составляющие – макродеформацию и межфазную микродеформацию, что позволяет оценить вклад каждой и найти их возможную взаимосвязь с износостойкостью.

Имеются сведения о разделении суммарных напряжений на напряжения 1-го рода (макронапряжения) и микронапряжения; разделение производилось снятием напряжений 1-го рода путем прорезания на поверхности образца продольных и поперечных канавок с последующим рентгенографированием и оценкой не снимающихся микронапряжений [169]; при

этом было установлено, что абсолютная величина микронапряжений может быть больше напряжений 1-го рода.

Очевидно, что разделение суммарных ориентированных напряжений можно осуществить и снятием межфазных микронапряжений, например вытравливанием цементирующей фазы с последующим рентгенографированием и определением не снятых макронапряжений. Известно, что вытравливание цементирующей фазы снимает межфазные микронапряжения [86, 202], при этом само оно остаточных напряжений не вносит [27].

Для разделения суммарных ориентированных напряжений использовалось электролитическое вытравливание цементирующей фазы ($Ni + Mo$) с поверхностного слоя сплава ТН20 в растворе соляной кислоты.

Общие ориентированные напряжения (деформация) в карбидной фазе, найденные до вытравливания цементирующей фазы,

$$\sigma'_{op} = \sigma_1 + \sigma'_2,$$

где σ_1 – макронапряжения; σ'_2 – межфазные микронапряжения в карбидной фазе.

После вытравливания цементирующей фазы, измеренные напряжения $\sigma_{op} = \sigma_1$, так как $\sigma'_2 = 0$. Следовательно,

$$\sigma'_2 = \sigma'_{op} - \sigma_1.$$

Если предварительно измерить суммарные ориентированные напряжения (деформацию) в цементирующей фазе σ''_{op} , то по известной макросоставляющей σ_1 можно определить межфазные микронапряжения в этой фазе:

$$\sigma''_2 = \sigma''_{op} - \sigma_1.$$

Для снятия межфазных микронапряжений проводилось вытравливание цементирующей фазы ($Ni + Mo$) на глубину 2-3 мкм.

Для экспериментов были взяты образцы из сплавов ТН20 четырехгранной формы с диаметром описанной окружности 22 мм. Их обрабатывали по четырем граням, каждую из которых шлифовали при разной поперечной подаче ($S_n = 0,01 \div 0,04$ мм/дв.ход) кругами 12А2-45° АС6 100/80 М1-01-4.

Исходные суммарные ориентированные напряжения (σ_{op}) на спеченной поверхности, вызванные неоднородностью теплофизических свойств фаз, а также поверхностного слоя и сердцевины, являются в карбидной фазе TiC сжимающими (300 – 350 МПа) и в цементирующей фазе на основе Ni – растягивающими (150 – 200 МПа).

Величина остаточных суммарных ориентированных напряжений (σ_{op}), являясь алгебраической суммарной макро- (σ_1) и межфазных микронапряжений (σ_2), зависит от значений этих составляющих. При всех испытанных режимах суммарные ориентированные напряжения как в карбидной фазе, так и в цементирующей остаются сжимающими (табл. 6.6). С ростом поперечной подачи от 0,01 до 0,04 мм/дв.ход, в карбидной фазе они увеличиваются от 420 до 680 МПа, а в цементирующей – уменьшаются от 190 до 60 МПа. Макронапряжения, измеренные после вытравливания цементирующей фазы, являются сжимающими, и в диапазоне подач от 0,01 до 0,04 мм/дв.ход увеличиваются от 390 до 540 МПа. Рост напряжений сжатия объясняется повышением степени пластической деформации, т. е. большим вкладом силового фактора, чему может способствовать увеличение температуры в зоне контакта [83, 116]. При этом собственно тепловой фактор в макрообъеме материала не оказывает заметного влияния на формирование макронапряжений, так как шлифуемый сплав ТН20 имеет весьма низкую теплопроводность. Глубина макронапряженной зоны у него невелика, около 25 мкм [155], что в 4 раза меньше, чем у сплава Т15К6.

Таблица 6.6

Результаты определения деформаций и остаточных напряжений
в образцах, а также длина пути резания при стойкостных испытаниях

Поперечная подача, мм/дв.ход	Фаза	Деформация $\varepsilon \cdot 10^{-3}$			Остаточные напряжения σ , МПа			Длина пути резания L , м
		ε_{op}	ε_2	ε_1	σ_{op}	σ_2	σ_1	
0,01	<i>TiC</i> <i>Ni + Mo</i>	-0,56	-0,02	-0,54	-420	-30	-30	9643
		-0,48	0,06		-190	200		
0,02	<i>TiC</i> <i>Ni + Mo</i>	-0,69	-0,04	-0,65	-540	-50	-490	7631
		-0,41	0,24		-130	360		
0,03	<i>TiC</i> <i>Ni + Mo</i>	-0,78	-0,06	-0,72	-610	-100	-510	5740
		-0,32	0,40		-100	410		
0,04	<i>TiC</i> <i>Ni + Mo</i>	-0,87	-0,08	-0,79	-680	-140	-540	3870
		-0,19	0,60		-60	480		

Примечание: скорость круга при шлифовании составляла 25 м/с.

Межфазные микронапряжения в карбидной фазе *TiC* имеют сжимающий характер и с повышением поперечной подачи увеличиваются от 30 до 140 МПа, а в цементирующей фазе они являются растягивающими и с ростом S_n повышаются от 200 до 480 МПа.

Как известно, возникновение остаточных напряжений обусловлено различием свойств фаз, составляющих сплав, свойств поверхностного слоя и сердцевины, обусловленных неодинаковым силовым и тепловым воздействием, соотношением концентраций фаз в сплаве.

Анализ полученных результатов свидетельствует, что в зависимости от режимов шлифования формирование макродеформированного напряженного состояния происходит с преобладанием силового фактора, на что указывает знак напряжений. Что касается межфазных микронапряжений, то они имеют тепловое происхождение, о чем свидетельствует их сжимающий характер в карбидной фазе и растягивающий – в цементирующей.

Если межфазные микронапряжения силового происхождения, то они распределяются в отдельных фазах в соответствии с их прочностными свойствами [202, 204] – знак остаточных напряжений в более пластичной фазе соответствует знаку микронапряжений, т. е. противоположен знаку временно действующих усилий.

Следует отметить, что в ряде случаев в зависимости от значений исходных остаточных напряжений при шлифовании на различных режимах могут образовываться межфазные микро- и макронапряжения таких величины и знака, которые позволяют сделать выводы о различном либо одинаковом механизме формирования данных напряжений (тепловом и силовом) и об изменении этого механизма в процессе обработки.

Межфазная микродеформация как в карбидной, так и в цементирующей фазах вносит существенный вклад в напряженное состояние во всем диапазоне подач: при этом с ростом подачи ее вклад возрастает. Так, при $S_n = 0,01$ мм/дв.ход доля микродеформаций в карбидной фазе составляет 3,7 %, а в цементирующей – 11,1 % от макродеформаций; при $S_n = 0,04$ мм/дв.ход – соответственно 10,1 % и 75,9 %. Следовательно, в сплавах ТН20 общие ориентированные напряжения в большей степени отражают поведение межфазной микросоставляющей, чем макронапряжений.

Анализ напряжений, определенных различными методами, свидетельствует о том, что при $S_n = 0,01 \div 0,02$ мм/дв.ход они практически совпадают. Однако при $S_n = 0,03 \div 0,04$ мм/дв.ход их значения отличаются. Вероятно это вызвано тем, что расчетный метод [154] предполагает сохранение постоянного соотношения объемной концентрации фаз, которое может нарушаться при интенсивных режимах шлифования в связи с выдавливанием цементирующей фазы и ее налипанием на круг, а также вследствие эрозионных процессов. Кроме того, дополнительный вклад в напряженное состояние может вносить образование соединения Ni_3Mo .

Сопоставление характера изменения длины пути резания и остаточных суммарных ориентированных напряжений в карбидной фазе от поперечной подачи свидетельствует об отсутствии взаимосвязи между ними – при уменьшении длины пути резания от 9643 м ($S_n = 0,01$ мм/дв.ход) до 3870 м ($S_n = 0,04$ мм/дв.ход) напряжения сжатия увеличиваются от -420 МПа до -680 МПа.

Не наблюдается также связи между длиной пути резания, межфазными микронапряжениями в карбидной фазе и макронапряжениями (рис. 6.6). Вместе с тем, межфазные микронапряжения в цементирующей фазе коррелируют с длиной пути резания. Так, наибольшей величине L соответствуют наименьшие растягивающие напряжения и наоборот.

Очевидно, в условиях тонкого точения стали ХВСТ в поверхностном слое сплава ТН20 возникает внешняя растягивающая нагрузка и поэтому «слабым» звеном, вероятно, оказываются кристаллиты фазы с растягивающей межфазной микродеформацией, т. е. цементирующей. В этом случае результирующее напряженное состояние определяется суперпозицией остаточных напряжений и напряжений от внешней нагрузки [131].

Поскольку имеется возможность получить зависимости длины пути резания от межфазных микронапряжений, то представляется целесообразным оценивать максимальную стойкость инструментов посредством определения наименьшего значения растягивающих межфазных микронапряжений. В связи с этим, был сформулирован способ определения оптимальных режимов шлифования, который заключается в том, что в качестве исходного параметра выбирают суммарные ориентировочные напряжения в ней, вытраливают цементирующую фазу и измеряют остаточные напряжения в карбидной фазе (фактически макронапряжения), при этом в качестве оптимального выбирают режим (скорость резания, поперечную подачу, нормальное давление и др.), при котором межфазные микронапряжения в

цементирующей фазе, равные разности суммарных ориентированных напряжений в цементирующей фазе и остаточных напряжений в карбидной фазе после вытравливания – минимальны. Данный способ защищен авторским свидетельством [6].

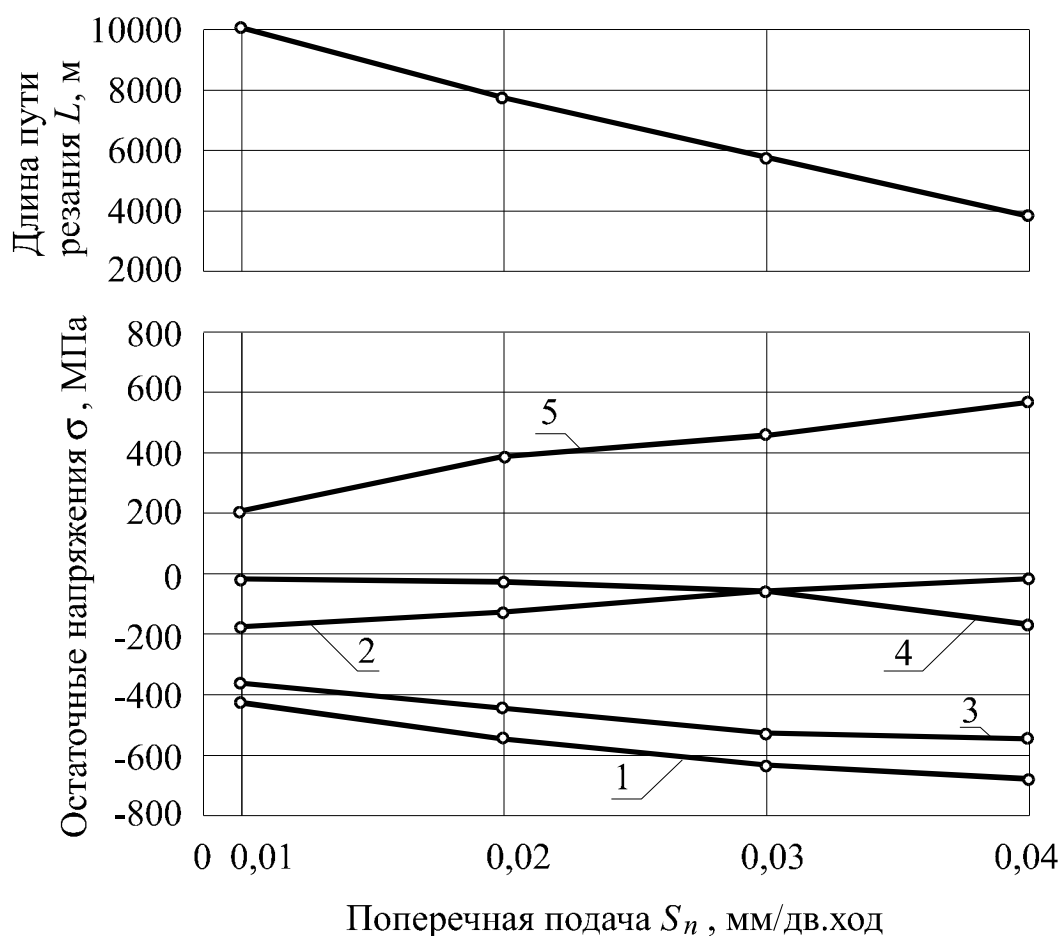


Рис. 6.6. Взаимосвязь остаточных напряжений в сплаве ТН20 с длиной пути резания:

- 1 – суммарные ориентированные напряжения в фазе TiC (σ'_{op});
- 2 – суммарные ориентированные напряжения в фазе $(Ni + Mo)$ (σ''_{op});
- 3 – макронапряжения σ_1
- 4 – межфазные микронапряжения в фазе TiC (σ'_2);
- 5 – межфазные микронапряжения в фазе $(Ni + Mo)$ (σ''_2);

В заключение отметим, что характер износа инструментов во многом зависит от вида и условий контактного взаимодействия [99, 172]. При то-

чении с высокими температурами нагрева на характер износа могут влиять сдвиговые смещения атомов, например, в результате диффузии; ей особенно подвержены зоны с микронапряжениями и искажениями решетки.

В результате диффузии углерода может возникнуть и не стехиометрия TiC , увеличится дефицит по углероду, что приведет к снижению прочности и микротвердости карбида титана. Кроме того, межфазные микронапряжения могут способствовать окислению TiC уже при температурах 500-600 ° [81, 152].

Межфазные микронапряжения, наконец, могут способствовать и диффузии железа в твердый сплав, частично заменяя никель и приводя к ослаблению удержания карбидов в сплаве.

Следовательно, выявление отдельных составляющих суммарных напряжений, знание их величин и оценка вклада каждой позволяют дифференцировано квалифицировать причины и характер износа инструментов и прогнозировать оптимальные условия их шлифования и эксплуатации. При этом в каждом отдельном случае в зависимости от состава материала, условий шлифования и взаимодействия при эксплуатации «слабым» звеном может оказаться любая из фаз, в которой могут зарождаться разрушающие микротрещины.

6.4. Износостойкость инструментов из безвольфрамовых твёрдых сплавов и анализ технологической себестоимости

Как известно, показателями качества инструментов при оценке различных условий шлифования принято считать шероховатость поверхности, радиус округления и шероховатость режущей кромки [138, 158], прочность кромки на микроскалывание [57], физическое состояние по-

верхностного слоя (размер блоков мозаики, микроискажения решетки, суммарные напряжения) [100, 202, 209]. Отмеченные показатели имеют определенную обусловленность и, являясь косвенными, не всегда и не однозначно отражают реальное состояние инструмента в практических условиях эксплуатации. Поэтому представляет определенный интерес анализ таких интегральных показателей качества, как стойкость, выраженная длиной пути резания (L , м) и технологическая себестоимость (C_m , коп), учитывающая не только удельную себестоимость шлифования инструментов, но и себестоимость механической обработки. Эти параметры были выбраны в качестве критерия оптимизации. В ряде случаев, особенно после шлифования инструментов по жесткой схеме, оптимальные режимы и характеристики кругов, обеспечивающие минимальную удельную себестоимость шлифования, следует корректировать с учетом стойкости и общей технологической себестоимости. Технологическая себестоимость рассчитывалась по известной методике [110]. Все входящие в нее статьи расходов, за исключением затрат на содержание и эксплуатацию инструмента, постоянны. После подстановки значений всех величин формула для технологической себестоимости (C_m , коп), описанная нами ранее [88], имеет вид:

$$C_m = 5,9 + \frac{0,136 + 2,73C_{ш}}{T}, \quad (6.8)$$

где $C_{ш}$ – себестоимость шлифования (заточки), коп; T – стойкость инструмента, мин.

Таким образом, изменение технологической себестоимости определяется влиянием двух факторов – себестоимости шлифования и стойкости инструмента.

Для оценки влияния варианта шлифования на стойкость инструмента необходимо установить оптимальные режимы резания, при которых сле-

дует производить испытания. Известно, что для каждой пары контактирующих инструментального и обрабатываемого материалов существует свое значение оптимальной температуры, при которой работоспособность режущего инструмента реализуется наиболее полно [106]. Независимость оптимальной температуры резания от различных технологических параметров делает ее своего рода обобщенной физической константой для данной пары инструмент-деталь. Однако методы нахождения оптимальных температур, основанные на стойкостных испытаниях, продолжительны и связаны с большим расходом инструмента и обрабатываемого материала. Вместе с тем, многочисленные эксперименты показали, что оптимальным температурам соответствуют определенные значения целого ряда технологических факторов [106, 168]. В свою очередь, температура резания обуславливает величину коэффициента трения между стружкой и передней поверхностью инструмента, усадку и степень деформации. Поэтому было высказано положение о том, что усадка стружки может быть принята в качестве критерия, позволяющего находить оптимальные режимы эксплуатации инструмента. Не останавливаясь подробно на результатах этих исследований, опубликованных нами ранее [87], отметим, что, например, для сплава ТН20 при точении стали ХВСГ оптимальные режимы резания составляют: $V = 3,25$ м/с, $S = 0,075$ мм/об. Глубина резания несущественно влияет на значение оптимальной скорости и была принята $t = 0,25$ мм.

При исследовании влияния вариантов шлифования на стойкость и технологическую себестоимость применялось планирование экспериментов 2-го порядка (план B_4), при этом варьируемые режимы шлифования и характеристики кругов соответствовали принятым в разд. 5.4.

Матрица планирования и результаты экспериментов представлены в табл. П.20, статистические характеристики уравнений – в табл. П.21.

После обработки экспериментальных данных получены следующие уравнения регрессии:

$$y_L = 7963,9 - 1077,8x_1 + 157,8x_2 - 1346,1x_3 - 534,4x_4 + \\ + 81,0x_1^2 - 749,0x_2^2 - 1164,0x_3^2 + 211,0x_4^2 - 683,1x_1x_2 + \\ + 86,9x_1x_3 - 259,4x_1x_4 + 130,6x_2x_3 + 504,4x_2x_4 + 288,1x_3x_4; \quad (6.9)$$

$$y_{C_m} = 6,38 + 0,02x_3 + 0,05x_4 + 0,18x_1^2 + 0,18x_2^2 + 0,26x_3^2 + \\ + 0,07x_4^2 + 0,14x_1x_2 - 6,25x_1x_3 + 0,05x_1x_4 - 0,05x_2x_3 - \\ - 0,11x_2x_4 - 0,08x_3x_4. \quad (6.10)$$

На следующем этапе был оптимизирован путь резания (L) и технологическая себестоимость (C_m).

Как показали расчеты, центр найденной поверхности отклика для пути резания (L) находится за пределами исследуемых интервалов варьирования факторов. Поэтому максимальное значение пути резания было найдено методом перебора и составило 9622,7 м при $x_1 = -1$, $x_2 = 1$, $x_3 = -1$, $x_4 = -1$, натуральные значения факторов $S_n = 0,01$ мм/дв.ход, $V = 25$ м/с, $K = 2$, $Z = 50/40$.

Минимум технологической себестоимости был найден при помощи расчетов и составил 6,28 коп при $x_1 = -0,31$, $x_2 = -0,28$, $x_3 = -0,72$, $x_4 = -1$, чему соответствуют натуральные значения $S_n = 0,017$ мм/дв.ход, $V = 18,6$ м/с, $K = 2$, $Z = 80/63$.

Таким образом, условия, обеспечивающие наибольшую износостойкость, не совпадают с условиями наименьшей удельной себестоимости шлифования (разд. 5.4). В связи с этим, можно считать, что наиболее объективным критерием является технологическая себестоимость, учитывающая оптимальность соотношения отмеченных факторов [192]. Ее анализ проводили с помощью двумерных сечений поверхности отклика $C_m - f(S_n, K)$ и $C_m - f(Z, K)$. Для построения указанных сечений уравнение

регрессии 6.10 приводили к каноническому виду в окрестности минимума технологической себестоимости.

Каноническая форма уравнения 6.10 в плоскости x_1x_2 при $x_3 = -0,72$ и $x_4 = -1$ и в плоскости x_3x_4 при $x_1 = -0,31$ и $x_2 = -0,28$ имеет вид:

$$C_m = 6,28 + 0,24\tilde{x}_1^2 + 0,12\tilde{x}_2^2; \quad (6.11)$$

$$C_m = 6,28 + 0,28\tilde{x}_3^2 + 0,05\tilde{x}_4^2. \quad (6.12)$$

По уравнениям 6.9 и 6.10 произведен расчет пути резания (табл. П.22) и технологической себестоимости в зависимости от условий шлифования.

С помощью двумерных сечений поверхности отклика $C_m - f(S_n, K)$ и $C_m - f(Z, K)$ можно находить различные сочетания режимов шлифования (рис. 6.7) и характеристик кругов (рис. 6.8) для получения необходимой технологической себестоимости. Варьирование режимами дает возможность более рационально использовать оборудование для получения заданной технологической себестоимости. Характер расположения линий одинакового отклика позволяет оценить влияние отдельных факторов на технологическую себестоимость. Так, например, изменение поперечной подачи и скорости круга примерно в одинаковой степени влияет на технологическую себестоимость, в то время как изменение зернистости – более существенно, чем относительной концентрации.

С ростом поперечной подачи стойкость инструмента понижается, а производительность шлифования увеличивается. Определяющее влияние повышения производительности в интервале подач от 0,010 до 0,017 мм/дв.ход приводит к снижению технологической себестоимости; дальнейший рост поперечной подачи от 0,017 до 0,030 мм/дв.ход повышает технологическую себестоимость, что связано с превалирующим влиянием на нее уменьшения стойкости. Влияние скорости шлифования на тех-

нологическую себестоимость также объясняется соответствующим соотношением вклада, связанного с неоднозначным изменением стойкости инструмента и удельной себестоимости шлифования. Повышение скорости до 25 м/с способствует увеличению износостойкости инструмента, что, по видимому, объясняется лучшей самозатачиваемостью кругов в условиях жесткой схемы шлифования; но с другой стороны возрастает удельная себестоимость собственно шлифования за счет повышения износа круга, поэтому оптимальная скорость шлифования по технологической себестоимости смещается в сторону меньших значений.

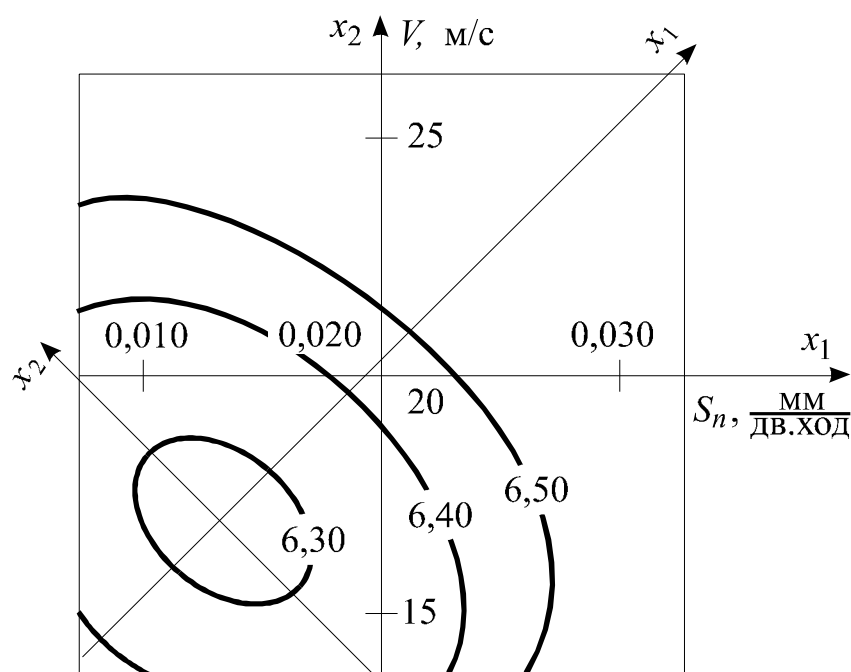


Рис. 6.7. Двумерные сечения поверхности отклика $C_m = f(S_n, K)$.

Условия расчета: материал ТН20; $K = 2$; $Z = 80/63$

Увеличение зернистости от 50/40 до 100/80 практически не влияет на стойкость и технологическую себестоимость. Дальнейшее увеличение зернистости до 160/125 приводит к некоторому увеличению C_m за счет снижения стойкости инструмента.

Следует отметить, что наибольшая стойкость (L , м) обеспечивается при шлифовании кругом зернистостью 50/40, а наименьшая удельная себестоимость – при шлифовании кругом зернистостью 160/125; расчет C_m определил ее оптимум для зернистости 80/63.

Относительная концентрация практически не оказывает влияния на технологическую себестоимость.

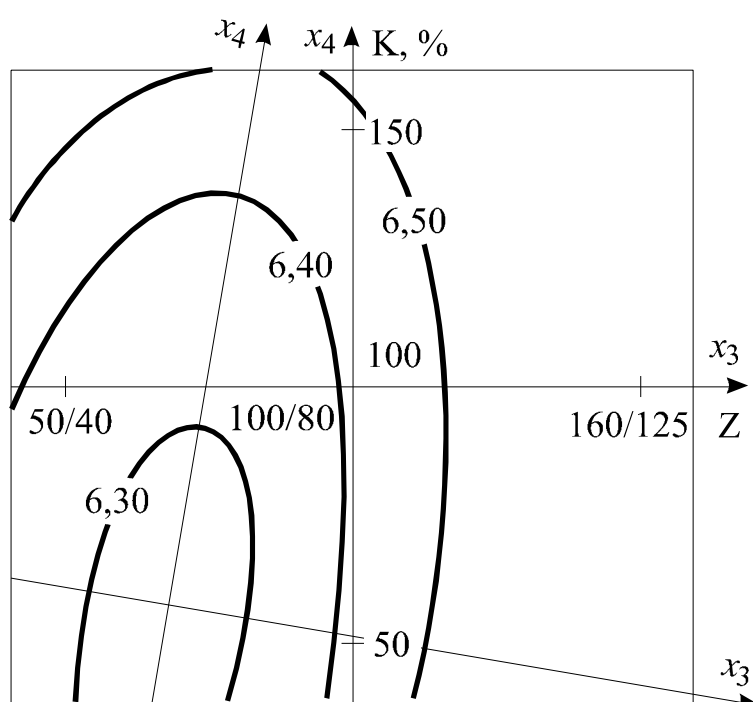


Рис. 6.8. Двумерные сечения поверхности отклика $C_m = f(Z, K)$.

Условия расчета: $S_n = 0,017$ мм/дв.ход; $V = 18,6$ м/с

Таким образом, анализ общей технологической себестоимости позволяет корректировать условия шлифования и устанавливать их оптимальные варианты.

Выводы

1. Высокопроизводительное алмазно-искровое шлифование твердых сплавов обеспечивает высокое качество их поверхностного слоя.

2. В широком диапазоне условий шлифования в поверхностном слое твердосплавных пластин формируются сжимающие суммарные ориентированные остаточные напряжения, что обусловлено устойчивым состоянием развитого режущего рельефа и, как следствие, превалирующим влиянием силового фактора в их формировании.

3. Остаточные напряжения в поверхностном слое твердых сплавов после алмазно-искрового шлифования имеют двойственный характер – макроскопический и межфазный микроскопический, что подтверждается различными значениями суммарных ориентированных напряжений, измеренных в разных фазах.

4. В сплавах Т15К6 остаточные суммарные ориентированные напряжения коррелируют с износостойкостью инструментов – большим значениям остаточных напряжений в карбидных фазах соответствует максимальная стойкость.

5. В сплавах ТН20 корреляция между сжимающими суммарными ориентированными напряжениями в различных фазах и стойкостью инструментов не обнаруживается. Разделение суммарных напряжений на макро- и межфазные микронапряжения позволило оценить взаимосвязь отдельных составляющих с износостойкостью твердых сплавов.

6. Анализ взаимосвязи стойкости инструментов с найденными с помощью вытравливания цементирующей фазы межфазными микронапряжениями в карбидной и цементирующей фазах позволил установить: наименьшему значению растягивающих межфазных микронапряжений в цементирующей фазе соответствует наибольшая износостойкость.

7. Межфазные микронапряжения в сплавах ТН20 имеют тепловое происхождение, о чем свидетельствует их сжимающий характер в карбид-

ной фазе и растягивающий – в цементирующей; макродеформированное состояние формируется с преобладанием силового фактора, на что указывает знак напряжений (сжимающие).

Межфазные микронапряжения при интенсивных режимах шлифования вносят существенный вклад в формирование общего напряженного состояния поверхностного слоя.

8. Обнаруженная взаимосвязь между стойкостью и межфазными микронапряжениями позволяет определить оптимальные режимы шлифования по измеренному исходному параметру – межфазным микронапряжением в какой-либо из фаз в зависимости от условий контактного взаимодействия изделий при эксплуатации.

9. Анализ взаимосвязи стойкости инструмента с условиями шлифования показывает, что в ряде случаев, особенно при шлифовании по жесткой схеме, условия обработки, обеспечивающие наибольшую износостойкость и наименьшую удельную себестоимость, не совпадают; в этом случае представляется целесообразным принимать в качестве критерия общую технологическую себестоимость.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Высокие потенциальные возможности алмазных кругов наиболее полно реализуются при введении в зону шлифования дополнительной энергии в виде электрических импульсов, способствующих развитости режущего рельефа и устойчивости его состояния. Обеспечение стабильных условий взаимодействия рабочей поверхности круга с обрабатываемым материалом позволило разработать теоретические модели, адекватно отражающие это взаимодействие на уровне отдельных элементов рельефа, что создало предпосылки для прогнозирования работоспособности кругов.

Применение алмазно-искрового шлифования позволило решить триединую задачу: интенсификация процесса, решение вопроса обрабатываемости различных твердых сплавов и создание технологических предпосылок автоматизации обработки инструментов различного назначения.

Вскрыты особенности и закономерности процесса алмазно-искрового шлифования твердых сплавов, в том числе безвольфрамовых, сущность физико-механического взаимодействия на основе микроскопического подхода, суммирования по слоям материала и режущего рельефа в бесконечно малых при разработке математических моделей, что позволило решить задачу повышения производительности и качества, снижения себестоимости и гарантировать высокий уровень конкурентоспособности технологического процесса алмазно-искрового шлифования труднообрабатываемых материалов.

Разработаны математические модели процесса шлифования – производительности, износа кругов и осуществлено алгоритмическое и программное обеспечение расчетов по этим моделям; реализованы расчеты

производительности процесса, износа кругов, оптимальной плотности распределения зерен по высоте, плотности вероятности толщин среза работающих зерен, их математического ожидания, количества рабочих «динамических» зерен, что позволило получить большое количество пространственно-временных соотношений между характеристиками рельефа круга, технологическими факторами и выходными параметрами.

Показано, что расхождение расчетной и экспериментальной производительности составляет в среднем 10 – 15 %. В широком диапазоне условий в формировании мгновенного сечения среза участвует от 5,3 % до 11,1 % зерен, находящихся на рабочей поверхности круга, а активная часть рельефа составляет от 0,074 до 0,139 от общей высоты над уровнем связки.

В связи с микронеровностями поверхности контактирующие «динамические» зерна составляют 60 – 70 % от обычно принимаемых за реальные рабочие.

Увеличение глубины внедрения рельефа приводит к уменьшению плотности малых толщин среза и возрастанию диапазона их изменения, что способствует соответствующему росту математического ожидания толщин среза.

Скорость резания, не влияя на изменение диапазона толщин среза, способствует перераспределению плотности их вероятности – повышение скорости вызывает снижение плотности малых толщин среза и увеличение больших, что приводит к некоторому росту их математического ожидания.

Разработана и обоснована методология процесса микрорезания, раскрыты особенности взаимодействия алмазных зерен с различными материалами, что позволило установить уровень обрабатываемости различных твердых сплавов, вскрыть характер протекания деформации в зоне резания, определить динамическую прочность и работоспособность различных

зерен, разработать рекомендации по применению порошков дробленых балласов.

Показано, что в порядке ухудшения обрабатываемости исследуемые сплавы располагаются следующим образом: Т15К6, ТН20, КНТ16; благоприятное соотношение толщины среза и радиуса округления зерна при микрорезании твердых сплавов на порядок меньше известных значений и составляет 0,03 – 0,01; установлена существенная роль субмикрорельефа алмазных зерен в процессе резания; монотонный рост условных напряжений микрорезания с уменьшением толщины среза до 0,1 мкм указывает на преобладание процесса резания над пластическим выдавливанием либо упруго-пластическим оттеснением; по возрастанию динамической прочности и работоспособности зерна различных марок располагаются в следующей последовательности: АС4, АС6, АРВ1, АС32; установлено, что плотность распределения величин поломок относительно границы материала для различных толщин среза описывается законом гамма-распределения. Вскрытые закономерности и найденные зависимости процесса микрорезания используются в расчетах по математическим моделям.

Раскрыты особенности взаимодействия режущей поверхности алмазных кругов с обрабатываемыми материалами в условиях алмазно-искрового шлифования: выявлены оптимальные электрические параметры процесса при обработке твердых сплавов и композиции «твердый сплав-сталь», определены коэффициенты шлифования и удельная энергоемкость процесса, произведена оценка обрабатываемости твердых сплавов, установлена идентичность зависимостей коэффициентов шлифования при микрорезании и при АИШ; вскрыты особенности износа алмазных кругов.

Отличительными признаками установленных зависимостей являются меньшие от 1,5 до 2,5 раза значения коэффициентов шлифования и от 2 до 20 раз значения удельной энергоемкости по сравнению с обычным алмаз-

ным шлифованием и весьма незначительное влияние на них продолжительности обработки.

При шлифовании твердых сплавов площадок износа на зернах, как правило, не возникает, их поверхность весьма развита, причем размеры отдельных микрокромки составляют доли микрометра; кольцеобразный характер ветвящихся микротрещин свидетельствует об усталостных процессах при износе алмазных зерен, способствующих микровыкрашиваниям режущих кромок; при шлифовании сплава ТН20 в ряде случаев обнаружены признаки предполагаемого «эвтектического изнашивания» алмазных зерен. Различные кромки зерна в процессе шлифования в зависимости от характера физико-механического контакта с материалом могут быть подвержены различным видам износа.

Установлены основные закономерности процесса алмазно-искрового шлифования твердых сплавов, вскрыты особенности влияния технологических факторов и характеристик кругов, показано, что производительность обработки достигает $1000 - 1200 \text{ мм}^3/\text{мин}$, и по сравнению с обычным алмазным шлифованием она выше в 2 – 2,5 раза, а удельная себестоимость и относительный расход алмазов ниже в 1,5 – 2 раза.

Обосновано и установлено, что процесс алмазно-искрового шлифования обеспечивает высокое качество поверхностного слоя; выявлена взаимосвязь остаточных напряжений с эксплуатационными свойствами инструментов из твердых сплавов; в вольфрамсодержащих сплавах большим значениям сжимающих суммарных ориентированных напряжений в карбидных фазах соответствует максимальная стойкость; в сплавах безвольфрамовых подобная корреляция не обнаруживается, разделение суммарных напряжений на макро- и межфазные микронапряжения позволило установить: наибольшая износостойкость соответствует наименьшему значению растягивающих межфазных микронапряжений в цементирующей

фазе. Межфазные микронапряжения при интенсивных режимах вносят существенный вклад в формирование общего напряженного состояния поверхностного слоя.

В ряде случаев условия шлифования, обеспечивающие наибольшую износостойкость инструментов, целесообразно корректировать с учетом общей технологической себестоимости, учитывающей как удельную себестоимость собственно шлифования, так и себестоимость применения инструмента на операциях механической обработки.

Установленные оптимальные условия алмазно-искрового шлифования, обеспечивающие высокую работоспособность кругов, качество поверхности и наименьшую себестоимость обработки представлены в таблице на стр. 312.

Показано, что процесс АИШ обеспечивает условия, при которых абразивный инструмент из самого слабого звена превращается в устойчивое, надежное звено технологической системы, что создает предпосылки автоматизации процесса обработки инструментов различного назначения в условиях безлюдной технологии; это особенно важно в связи с переходом на станки с ЧПУ включением операций абразивной обработки в технологический процесс ГПС.

Разработанная методология определения прогнозируемых показателей работоспособности алмазных кругов при алмазно-искровом шлифовании твердых сплавов применима к любому процессу абразивной обработки труднообрабатываемых материалов в условиях устойчивой работы круга.

Предложенные и реализованные численные методы расчета показателей работоспособности алмазных кругов способствуют развитию САПР технологических процессов абразивной обработки.

Практическая реализация результатов показала и подтвердила эффективность процесса.

Таблица

Оптимальные условия алмазно-искрового шлифования

Обрабатываемый материал	Оптимизируемый показатель	V , м/с	P_n , МПа	Z , мкм	K	S_n , мм/дв.ход	S_{np} , м/мин	Θ , 10^{-4}
Т15К6	Q_{max} , мм ³ /мин	25	2,0	50/40	4	0,060	2,5÷3,0	11,0
	$C_{уд}$, коп/см ³	20	2,0	100/80	4	0,050	2,5÷3,0	11,0
	Суммарные ориентир. напр. σ_{op} (max) (-)	25	1,2	50/40	4	0,035	1,0	11,0
	Износостойкость инструмента	25	1,2	50/40	4	0,035	1,0	11,0
	Q_{max} , мм ³ /мин	35	2,0	50/40	6	0,050	2,5÷3,0	11,0
ТН20	$C_{уд}$, коп/см ³	35	2,0	100/80	4	0,045	2,5÷3,0	11,0
	Межфазовые микро-напр. σ_2 (min) (+)	25	–	50/40	4	0,010	1,0	11,0
	Износостойкость инструмента	25	–	50/40	4	0,010	1,0	11,0
	$C_{уд}$, коп/см ³	20	–	160/125	4	0,030	1,0	11,0
	C_m , коп (технолог.)	18	–	80/63	2	0,017	1,0	11,0
Т15К6 Сталь 45	Q_{max} , мм ³ /мин	20	1,0	100/80	4	0,060	1,5÷2,0	21,0
	$C_{уд}$, коп/см ³	20	1,0	100/80	4	0,050	1,5÷2,0	21,0
ТН20 Сталь 45	Q_{max} , мм ³ /мин	30	1,3	100/80	4	0,050	1,5÷2,0	21,0
	$C_{уд}$, коп/см ³	30	1,3	125/100	6	0,030	1,5÷2,0	21,0

ЛИТЕРАТУРА

1. Абразивная и алмазная обработка материалов: Справочник / Под ред. д-ра техн. наук проф. А. Н. Резникова. – М.: Машиностроение, 1977. – 391 с.
2. Адлер Ю. П., Маркова Е. В., Грановский Ю. В. Планирование экспериментов при поиске оптимальных условий. – М.: Наука, 1976. – 279 с.
3. Апанасенко В. И. Определение числа зерен, участвующих в процессе резания-царапания при алмазном шлифовании и их влияние на чистоту поверхности // Тр. Сев.-Кавказского горнометаллург. ин-та. – 1972. – Вып. 32. – С. 162–167.
4. А. с. 494130. Способ абразивной обработки металлов / М. Ф. Семко, Н. К. Беззубенко, Н. С. Сальтевский, А. Т. Калашников (СССР). – №1828222/25-8; Заявлено 12.09.72; Оpubл. 25.08.76 // Открытия. Изобретения. – 1976. – №31. – С. 170.
5. А. с. 1094724. Способ определения оптимальной скорости шлифования / В. Я. Крючков, М. Д. Узунян, В. Ф. Дрожин (СССР). – №3447384; Заявлено 03.06.82; Оpubл. 30.05.84 // Открытия. Изобретения. – 1984. – №20. – С. 34.
6. А. с. 1283612. Способ определения оптимальных режимов при шлифовании твердых сплавов / В. Я. Крючков, М. Д. Узунян, В. Ф. Дрожин (СССР). – №3784598; Заявлено 29.02.82; Оpubл. 15.01.87 // Открытия. Изобретения. – 1987. – №2. – С. 175.
7. Бабчиционер М. И. Усилие при шлифовании металлов // Станки и инструмент. – 1947. – №6. – С. 14–17.

-
8. Байкалов А. К., Суkenник И. Л. Алмазный правящий инструмент на гальванической связке. – К.: Наук. думка, 1976. – С. 203.
 9. Байкалов А. К. Введение в теорию шлифования материалов. – К.: Наук. думка, 1978. – 205 с.
 10. Бакуль В. Н. Число зерен в одном карате – одна из важнейших характеристик алмазного порошка // Синтетические алмазы. – 1976. – №4. – С. 22–27.
 11. Беззубенко Н. К. Особенности работы алмазного инструмента в интенсифицированном режиме // Резание и инструмент. – 1981. – Вып. 25. – С. 39–43.
 12. Беззубенко Н. К. Место нового процесса алмазно-абразивно-искрового шлифования в ряду комбинированных электрохимических и электротехнических методов обработки // Резание и инструмент. – 1974. – Вып. 9. – С. 133–139.
 13. Беззубенко Н. К., Узунян М. Д. Интенсификация процесса шлифования и динамика работы алмазных зерен // Синтетические алмазы – ключ к техническому прогрессу. – К.: Наук. думка, 1977. – С. 138–142.
 14. Бенин В. Д. Выбор параметров электрических импульсов при электроэрозионной правке алмазных кругов // Резание и инструмент. – 1976. – Вып. 16. – С. 92–94.
 15. Бичем К. Д., Пелу Р. М. Электронная фрактография – средство изучения микромеханизма процессов разрушения // Прикладные вопросы вязкости разрушения. – М.: Мир, 1968. – С. 311–346.
 16. Богомолов Н. И. Исследование сил трения при микрорезании металлов // Трение, смазка и износ деталей машин. – 1964. – №5. – С. 47–52.
 17. Богомолов Н. И. О работе трения в абразивных процессах // Тр. ВНИИмаш. – 1965. – №1. – С. 31–35.

-
18. Богомолов Н. И. О связи механических и эксплуатационных свойств абразивных и алмазных материалов // Синтетические алмазы – ключ к техническому прогрессу. – К.: Наук. думка, 1977. – Ч. 1. – С. 99-104.
 19. Бокучава Г. В. Трибология процесса шлифования. – Тбилиси: Сабчота Сакартвело, 1984. – 238 с.
 20. Бондарь А. Г., Статюха Г. А. Планирование эксперимента в химической технологии. – К.: Вища школа, 1976. – 184 с.
 21. Боуден Ф. П., Тейбор Д. Механизм трения и смазки при обработке металлов. – 1955. – №7.
 22. Боуден Ф. П., Тейбор Д. Трение и смазка твердых тел. – М.: Машиностроение, 1968. – 534 с.
 23. Булошников В. С. Определение количества зерен на поверхности алмазного круга // Процессы и оборудование абразивно-алмазной обработки. – 1977. – Вып. 1. – С. 158–163.
 24. Вайнберг Р. Р., Васильев В. Г. Расчет количества зерен на рабочей поверхности алмазных кругов при электрохимическом шлифовании // Сб. докл. всесоюзн. конф.: Теория и практика алмазной и абразивной обработки деталей машин. – М., 1973. – С. 178–184.
 25. Ваксер Д. Б. Влияние геометрии абразивного зерна на свойства шлифовального круга // Основные вопросы высокопроизводительного шлифования. – М.: Машгиз, 1960. – С. 78–87.
 26. Ваксер Д. Б. Пути повышения производительности абразивного инструмента при шлифовании. – М.: Машиностроение, 1964. – 132 с.
 27. Васильев Д. М., Смирнов Б. И. Некоторые рентгенографические методы изучения пластически деформированных металлов // Успехи физических наук. – 1961. – Т. 73. – Вып. 13. – С. 503–517.
 28. Власов В. И. Вопросы износа алмазных шлифовальных кругов на металлических связках // Алмазы. – 1968. – Вып. 4. – С. 18–21.

29. Внуков Ю. Н. Исследование процесса высокопроизводительного электроабразивного шлифования быстрорежущих сталей кругами из дробленых сверхтвёрдых поликристаллов: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. – Х., 1977. – 25 с.

30. Вознесенский В. А. Статистические методы планирования эксперимента в технико-экономических исследованиях. – М.: Статистика, 1974. – 192 с.

31. Волский Н. И. Обрабатываемость металлов шлифованием. – М.: Машгиз, 1950. – 173 с.

32. Воробьев Ю. С., Колодяжный А. В., Воронин В. В. Использование методов тензометрии для регистрации акустической эмиссии // Проблемы прочности. – 1982. – №8. – С. 120–126.

33. Воробьев Ю. С., Воронин В. В., Колодяжный А. В., Малыхин В. В., Узунян М. Д., Ходыкин А. В. Методика измерения динамических усилий при резании единичным зерном // Резание и инструмент. – 1984. – Вып. 32. – С. 18–21.

34. Галицкий В. Н., Муромский В. А. Пути совершенствования связей алмазно-абразивного инструмента // Синтетические сверхтвёрдые материалы и твёрдые сплавы. – К.: Изд-во ин-та сверхтвёрдых материалов, 1973. – С. 60–65.

35. Глейзер Л. А. Пути усовершенствования инструмента, станков и технологии круглого шлифования. – М.: АН СССР, 1957. – 47 с.

36. Глейзер Л. А. О сущности процессов круглого шлифования // Вопр. точности и технологии машиностроения. – М.: Машгиз, 1959. – С. 117–129.

37. Гликман Л. А. Устойчивость остаточных напряжений и их влияние на механические свойства металла и прочность изделий // Качество

поверхности и долговечность деталей машин. – 1956. – Вып. 13. – С. 145-203.

38. Гмурман В. Е. Теория вероятностей и математическая статистика. – М.: Высш. школа, 1972. – 368 с.

39. Горелик С. С., Расторгуев Л. Н., Скоков Ю. А. Рентгенографический и электронно-оптический анализ. – М.: Металлургия, 1970. – 366 с.

40. Грабченко А. И. Расширение технологических возможностей алмазного шлифования. – Х.: Вища школа, 1985. – 184 с.

41. Грабченко А. И., Красильников Е. В. Исследование субмикрорельефа алмазных зерен // Резание и инструмент. – 1972. – Вып. 5.

42. Грановский Г. И., Попов С. А., Малевский Н. И. Сторчак Е. Д. О механизме износа алмазных кругов // Алмазы. – 1970. – №2. – С. 17–23.

43. Гринаф Д. Остаточные напряжения, связанные с деформациями кристаллической решетки / Под ред. В. Р. Осгуда // Остаточные напряжения. – М., 1987. – С. 312–326.

44. Гродзинский Э. Я., Голубев И. В., Крапивко А. Т. Управление режущей способностью алмазных кругов с помощью электрических разрядов // Станки и инструмент. – 1982. – №6. – С. 32–33.

45. Давиденков Н. Н. Измерение остаточных напряжений в трубах // ЛТФ. – 1931. – Т. 1. – Вып. 1. – С. 15–17.

46. Давиденков Н. Н. Об остаточных напряжениях // Заводская лаборатория. – 1935. – Т. 4. – № 6. – С. 688–963.

47. Дегтяренко Н. С., Белостоицкий В. Л. Методика и расчет рациональных условий заточки твердосплавного инструмента // Алмазы. – 1968. – № 3. – С. 27–36.

48. Дин М. И., Раевский Н. П. Полупроводниковые тензодатчики. – М.: Энергия, 1965. – 216 с.

-
49. Дунин-Борковский И. В., Карташева А. Н. Измерение и анализ шероховатости, волнистости и некруглости поверхности. – М.: Машиностроение, 1978. – 227 с.
50. Душинский В. В., Пуховский Е. С., Радченко С. Г. Оптимизация технологических процессов в машиностроении. – К.: Техніка, 1977. – 176 с.
51. Дьяченко П. Е. Шлифовальный круг и его режущая способность. – М.: Оборонгиз, 1939. – 137 с.
52. Дьяченко П. Е. Исследование процесса шлифования. – М.: Оборонгиз, 1941. – 144 с.
53. Евсеев Д. Г., Сальников А. Н. Физические основы процесса шлифования. – Саратов, 1978. – 128 с.
54. Ейсс М. М. Расщепление абразивных зерен при шлифовании // Конструирование и технология машиностроения. Тр. америк. общ-ва инж.-механиков. Пер. – М.: Мир, 1967. – № 3. – С. 98–107.
55. Екобори Т. Физика и механика разрушения и прочности твердых тел. – М.: Металлургия, 1971. – 264 с.
56. Зайфарт Х. М. Измерение сил резания на единичном алмазном зерне // Синтетические алмазы. – 1978. – № 6. – С. 18–23.
57. Захаренко И. П., Шепелев Л. А. Алмазная заточка твердосплавного инструмента совместно со стальной державкой. – К.: Наук. думка, 1976. – 215 с.
58. Захаренко И. П., Савченко Ю. Я. Алмазно-электролитическая обработка инструмента. – К.: Наук. думка, 1978. – 224 с.
59. Зелвер О., Малкин С. Шлифование вольфрамокобальтовых твердых сплавов // Конструирование и технология машиностроения. Тр. америк. общ-ва инж.-механиков. Пер. – М.: Мир, 1980. – № 3. – С. 176–188.
60. Зубарь В. П., Крюков В. К., Алмосов В. В. Исследование особенностей трения синтетических поликристаллических алмазов с конструкци-

онными материалами // Резание и инструмент. – 1975. – Вып. 13. – С. 54–58.

61. Иванов Н. П. Анализ влияния взаимодействия процессов абразивно-эрозионного шлифования на съем металла // Резание и инструмент. – Вып. 22. – С. 49–57.

62. Ильинский А. И., Кардонский В. М., Перкас М. Д. К вопросу о роли искажений II рода в упрочении металлов // Физика металлов и металлословедение. – 1960. – Т. IX. – Вып 2. – С. 757–761.

63. Ипполитов Г. М. Абразивно-алмазная обработка. – М.: Машиностроение, 1969. – 334 с.

64. Кампю Ф. Влияние остаточных напряжений на работу конструкций / Под ред. В. Р. Осгуда // Остаточные напряжения. – М., 1957. – С. 312-326.

65. Каменев А. Ф. Настроиться на прорыв, чтобы преодолеть отставание машиностроительного комплекса // Известия. – 18. окт. 1987. – № 291.

66. Калашников А. Т. Исследование физических особенностей и технологических возможностей процесса алмазно-искрового шлифования: Автореф. дисс. ... канд. техн. наук. – М., 1976. – 16 с.

67. Каргин Ю. В., Островский В. И. Основные проблемы повышения прочности и надежности программируемых технологических систем абразивной обработки // Прогрессивные методы и инструмент для абразивной обработки деталей в свете реализации программы «Интенсификация-90». – Л., 1986, – С. 5–11.

68. Кацев П. Г. Статистические методы исследования режущего инструмента. – М.: Машиностроение, 1974. – 239 с.

69. Кащеев В. Н. Абразивное разрушение твердых тел. М.: Наука, 1970. – 296 с.

70. Кичигин А. Ф., Климов Ю. И., Игнатов С. П. Определение фактического числа зерен, участвующих в резании // Изв. вузов. Горный журнал. – 1972. – № 10. – С. 37–43.

71. Клячко Л. И. и др. Основные направления экономии вольфрама при использовании твердых сплавов. – М.: ЦНИИТЭИ цветн. металлургии, 1976. – 30 с.

72. Коваль Ю. Ф., Вихтинский А. А. Определение режущей способности пластинок из твердого сплава // Металлорежущий и контрольно-измерительный инструмент. – 1972. – Вып. 3. – С. 4–6.

73. Кондратов А. С., Старков В. К. Закономерности расположения зерен на рабочей поверхности алмазного круга // Внедрение алмазов в промышленность. – М.: ВНИИмаш, 1967. – С. 7–20.

74. Коновалов В. А. Исследование влияния прочности алмазоудержания и износостойкости металлических связок на работоспособность алмазно-абразивного инструмента: Автореф. дисс. ... канд. техн. наук. – Х., 1974. – 27 с.

75. Корж Н. Я. Некоторые особенности механизма износа алмазных кругов // Сверхтвердые материалы. – 1980. – № 4. – С. 35–45.

76. Корн Г., Корн Т. Справочник по математике. – М.: Наука, 1973. – 831 с.

77. Королев А. В., Парамонов А. Н., Чекалин С. Н. Исследование количества абразивных зерен на рабочей поверхности шлифовальных кругов // Научн. тр. Саратовск. политехн. ин-та. – 1971. – Вып. 51.

78. Королев А. В. Исследование процессов образования поверхностей инструмента детали при абразивной обработке. – Саратов, 1975. – 189 с.

79. Корчак С. Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей. – М.: Машиностроение, 1974. – 210 с.

-
80. Коршунов Б. С. Алмазное шлифование. – Л.: Машиностроение, 1967. – 107 с.
81. Косолапова Т. Я. Карбиды. – М.: Metallurgy, 1968. – 300 с.
82. Кравченко Б. А. и др. Повышение выносливости и надежности деталей машин и механизмов. – Куйбышев, 1966. – 222 с.
83. Кравченко Б. А. Формирование остаточных напряжений при шлифовании // Вест. машиностроения. – 1978. – № 6. – С. 29–39.
84. Крагельский И. В. Трение и износ. – М.: Машиностроение, 1968. – 480 с.
85. Краснощек Ю. С., Свердлова Б. М., Узунян М. Д. Оптимальные условия алмазного электроискрового шлифования твердых сплавов // Сверхтвердые материалы. – 1979. – № 1. – С. 48–53.
86. Креймер Г. С. Прочность твердых сплавов. – М.: Metallurgy, 1971. – 248 с.
87. Крючков В. Я., Узунян М. Д., Зубарь В. П. Определение рациональных режимов резания по усадке стружки // Сверхтвердые материалы. – 1983. – № 5. – С. 54–56.
88. Крючков В. Я., Узунян М. Д. Технологическая себестоимость обработки инструментами из безвольфрамовых твердых сплавов // Сб. докл. всесоюзн. науч.-техн. конф.: Перспективы развития резания конструкционных материалов. – М., 1980. – С. 226–232.
89. Кузнецов В. Д., Полосаткин Г. Д., Калашников М. Н. Изучение процесса резания при сверхвысоких скоростях // Физика металлов и металловедение. – 1960. – Вып. 3. – С. 78–93.
90. Кузнецов В. Д. Физика резания и трения металлов и кристаллов // Избр. тр. – М.: Наука, 1977. – 310 с.
91. Куклин Л. И. и др. Повышение прочности и износостойкости твердосплавного инструмента. – М.: Машиностроение, 1968. – 140 с.

-
92. Куколь В. В. Метод разделения компонентов дуплета рентгеновских дифракционных линий // Заводская лаборатория. – 1963. – Т. 29. – № 5. – С. 575–581.
93. Курдюмов Г. В., Перка М. Д., Хандрос Л. Г. О роли искажений второго рода в упрочении металлов // Физика металлов и металловедение. – 1959. – Т. 7. – Вып. 5. – С. 747–751.
94. Лавров И. В. Некоторые результаты исследования геометрии частиц измельченных материалов // Тр. ВНИИАШ. – 1967. – № 5. – С. 27–35.
95. Лавров И. В. Общая закономерность геометрии частиц продуктов измельчения и выветривания // Тр. ВНИИАШ. – 1968. – № 8. – С. 18–24.
96. Ландау Л. Д. О равновесной форме кристаллов // Сб., посвящ. 70-летию акад. А. Ф. Йофе. – М.: Изд-во АН СССР, 1950. – Т. 44. – С. 49–61.
97. Лоладзе Т. Н., Бокучава Г. В. Износ алмазов и алмазных кругов. – М.: Машиностроение, 1967. – 111 с.
98. Лоладзе Т. Н., Бокучава Г. В. К теории диффузионного износа алмазного абразивного инструмента // Тр. ВНИИАШ. – 1965. – № 5. – С. 103–112.
99. Лоладзе Т. Н. Износ режущего инструмента. – М.: Машгиз, 1958. – 536 с.
100. Лошак М. Г., Александрова А. С. Упрочнение твердых сплавов. – К.: Наук. думка, 1977. – 107 с.
101. Лукин Л. Н. Геометрия зерен алмазных инструментов в процессе работы // Резание и инструмент. – 1981. – Вып. 4. – С. 81–84.
102. Лурье Г. Б. Критерии оценки работоспособности шлифовальных кругов // Абразивы и алмазы. – 1965. – Вып. 4. – С. 1–7.
103. Лурье Г. В. Процесс резания при шлифовании // Пробл. резания металлов. – М.: МДНТЛ им Дзержинского Ф.Э. – С. 47–58.

-
104. Лурье Г. Б. Шлифование металлов. – М.: Машиностроение, 1969. – 172 с.
105. Лысак Л. И., Драгинская А. Г. Изменение несовершенств кристаллического строения мартенсита на первой стадии распада // Вопр. физики металлов и металловедения. – 1964. – № 18.
106. Макаров А. Д. Оптимизация процессов резания. – М.: Машиностроение, 1976. – 178 с.
107. Мак-Грегор К. Значение остаточных напряжений // Остаточные напряжения. – М.: ИЛ, 1957. – С. 120–147.
108. Малевский Н. П. и др. Особенности алмазного шлифования безвольфрамовых твердых сплавов // Вест. машиностроения. – 1976. – № 12. – С. 53–55.
109. Малкин С., Кук Н. износ алмазных кругов // Конструирование и технология машиностроения. Тр. америк. общ-ва инж.-механиков. Пер. – М.: Мир, 1971. – № 4. – С. 237–252.
110. Методические материалы по планированию себестоимости продукции на предприятиях машиностроения и металлообработки. – М.: Прейскурантиздат, 1976. – 142 с.
111. Маслов Е. Н. Теоретические основы процесса царапания металлов // Склерометрия. – М., 1968. – С. 24–44.
112. Маслов Е. Н. Теория шлифования материалов. – М.: Машиностроение, 1974. – 320 с.
113. Маслов Е. Н., Попов С. А. Абразивная обработка металлов // Развитие науки о резании металлов. – М.: Машиностроение, 1967. – С. 335–379.
114. Маслов Е. Н. О процессе царапания металлов // Заводская лаборатория. – 1972. – № 7.

-
115. Маталин А. А. Технологические методы повышения долговечности деталей машин. – К.: Техніка, 1976. – 144 с.
116. Маталин А. А. Качество поверхности и эксплуатационные свойства деталей машин. – М.: Машгиз, 1956. – 242 с.
117. Маталин А. А. Новые направления развития технологии чистой обработки. – К.: Техніка, 1972. – 136 с.
118. Мацуи М. Механизм резания организованными зёрнами. Пер. с японск. – Кикай-Мокенкю, 1971. – Т. 23. – № 2. – С. 1611–1616.
119. Мельников С. В., Алешкин В. Р., Рошин П. М. Планирование эксперимента в исследованиях сельскохозяйственных процессов. – Л.: Колос, 1972. – 200 с.
120. Михайлуца Э. Б. Исследование электроэрозионного метода правки и режущей способности инструментов из сверхтвёрдых материалов на металлических связках: Автореф. дисс. ... канд. техн. наук. – Х., 1975. – 18 с.
121. Мишнаевский Л. Л. Износ шлифовальных кругов. – К.: Наук. думка, 1982. – 192 с.
122. Муцяню В. И., Островский В. И. Коэффициент шлифования как критерий оценки процесса // Тр. ВНИИАШ. – 1965. – № 1. – С. 64–67.
123. Налимов В. В., Чернова Н. А. Статистические методы планирования экстремальных экспериментов. – М.: Наука, 1965. – 340 с.
124. Новиков Н. В., Мальцев В. И., Воронин Г. А. О методике определения прочности алмазных шлифпорошков // Сверхтвёрдые материалы. – 1983. – № 3. – С. 24–27.
125. Новоселов Ю. К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке. – Саратов, 1979. – 232 с.
126. Общемашиностроительные нормативы режимов резания, норм износа и расхода для резцов с механическим креплением пластин сменных

многогранных из безвольфрамовых твердых сплавов / В. Я. Крючков, Э.Ф. Эйхманс, В. С. Панфилов, М. Д. Узунян. – М., 1983. – 40 с.

127. Островский В. И. Теоретические основы процесса шлифования. – Л., 1981. – 144 с.

128. Островский В. И. Основные проблемы прогнозирования и обеспечения надежности технологических систем абразивной обработки // Прогрессивные методы и инструмент для абразивной обработки деталей в свете реализации программы «Интенсификация-90». – Л., 1966. – С. 13–20.

129. Партола Е. И., Раздовский Ю. И., Сизый Ю. А., Узунян М. Д. Измеритель усилий резания единичным зерном // Синтетические алмазы. – 1973. – Вып. 4. – С. 19–23.

130. Пахалин Ю. А. Алмазное контактно-эрозионное шлифование. – Л.: Машиностроение, 1985. – 182 с.

131. Подзей А. В., Сулима А. М., Евстигнеев М. И., Серебренников Г. З. Технологические остаточные напряжения. – М.: Машиностроение, 1973. – 216 с.

132. Подураев В. Н. Оптимизация технологических процессов обработки на базе структурных, физических и математических моделей // Оптимизация условий эксплуатации и выбора характеристик абразивного инструмента в машиностроении «Оптимшлифабразив-81». – Л., 1981. – С. 17–20.

133. Полосаткин Г. Д., Соломеин И. А. Изнашивание при микрорезании // Изв. вузов. Физика. – 1955. – № 2. – С. 117–128.

134. Полосаткин Г. Д., Соломеин И. А. Исследование механизма образования микроцарапины на металлах в диапазоне скоростей от 0,02 до 120 м/с // Склерометрия. – М.: Наука, 1968. – С. 65–71.

135. Попов С. А., Малевский Н. П., Терещенко А. М. Алмазно-абразивная обработка металлов и твердых сплавов. – М.: Машиностроение, 1977. – 263 с.

136. Попов С. А. Геометрия рельефа режущей поверхности абразивных инструментов из синтетических алмазов и кубического нитрида бора // Синтетические алмазы в промышленности. – К.: Наук. думка, 1974. – С. 47–54.

137. Попов С. А. Анализ схем стружкообразования в связи с геометрией рабочей поверхности шлифовального круга // Основные вопросы высокопроизводительного шлифования. – М.: Машгиз, 1950. – С. 30–58.

138. Раб А. Ф. Микрогеометрия и состояние поверхностного слоя режущей части инструментов, обработанных алмазными кругами: Автореф. дисс. ... канд. техн. наук. – Х., 1968. – 25 с.

139. Радхакришан В., Рахман Д. Функциональная оценка поверхности шлифовального круга посредством турбулентного преобразователя // Конструирование и технология машиностроения. Тр. амер. общ-ва инж.-механиков. Пер. – М.: Мир, 1981. – № 1. – С. 181–185.

140. Редько С. Г., Королев А. В. Расположение абразивных зерен на рабочей поверхности круга // Станки и инструмент. – 1970. – № 5. – С. 40–41.

141. Резников А. Н., Федосеев О. В., Шипанов В. В. Теоретико-вероятностное описание режущего аппарата шлифовальных инструментов, толщины среза и усилия резания // Физика и химия обработки материалов. – 1976. – № 4. – С. 93–102.

142. Резников А. Н. Алмазные режущие инструменты. – Куйбышев, 1964. – 110 с.

143. Резников А. Н. Справочник по алмазной обработке изделий и инструментов. – Куйбышев, 1967. – 201 с.

144. Ровинский Б. М. Исследование остаточных рентгенографических напряжений, возникающих в металлах при однородной пластической деформации // Журнал технической физики. – 1951. – Т. 21. – № 11. – С. 1325–1331.

145. Рыбицкий В. А. Алмазное шлифование твердых сплавов. – К.: Наук. думка, 1980. – 224 с.

146. Рыбицкий В. А. Механизм резания при плоском алмазном шлифовании // Сверхтвердые материалы. – 1980. – № 6. – С. 51–55.

147. Сагарда А. А., Химач О. В. Силы резания и температура в зоне контакта алмазного зерна с металлом // Вест. машиностроения. – 1973. – № 6. – С. 70–72.

148. Сагарда А. А., Чеповецкий И. Х., Мишнаевский Л. Л. Алмазно-абразивная обработка деталей машин. – К.: Техніка, 1971. – 192 с.

149. Сагарда А. А. Закономерности микрорезания единичным алмазным зерном // Синтетические алмазы. – 1969. – № 2. – С. 17–22.

150. Сальников А. Н. Системный анализ процессов абразивной обработки (на примере шлифования): Автореф. дисс. ... д-ра техн. наук. – Челябинск, 1982. – 32 с.

151. Самсонов Г. В. и др. Микротвердость, микрохрупкость и хрупкая микропрочность карбидов переходных металлов // Карбиды и сплавы на их основе. – К.: Наук. думка, 1976. – С. 98–104.

152. Самсонов Г. В. Тугоплавкие соединения. – М.: Металлургия, 1963. – 338 с.

153. Свердлова Б. М., Гладких Л. И., Фукс М. Я. и др. Остаточные напряжения в шлифованных изделиях из многофазных материалов // Физико-химическая механика материалов. – 1972. – Вып. 4. – С. 24–28.

154. Свердлова Б. М. О взаимодействии макроскопических и межфазных микроскопических напряжений в шлифованных гетерофазных сплавах // Резание и инструмент. – 1982. – Вып. 27. – С. 14–20.

155. Свердлова Б. М., Фукс М. Я. Особенности формирования остаточных напряжений в гетерофазных материалах // Сверхтвёрдые материалы. – 1981. – № 3. – С. 52–56.

156. Свердлова Б. М., Звагольский В. Н., Перепелица Б. А. Влияние физико-механического состояния рабочих поверхностей на износостойкость фасонных резцов из твердого сплава Т15К6 // Резание и инструмент. – 1978. – Вып. 19. – С. 117–123.

157. Семенов А. П., Поздняков В. В., Крапошин Л. Б. Трение и контактное взаимодействие графита и алмаза с металлами и сплавами. – М.: Наука, 1974. – 108 с.

158. Семко М. Ф. и др. Основы алмазного шлифования. – К.: Техніка, 1978. – 192 с.

159. Семко М. Ф., Внуков Ю. Н., Грабченко А. И. и др. Высокопроизводительное электроалмазное шлифование инструментальных материалов. – К.: Вища школа, 1980. – 192 с.

160. Семко М. Ф., Узунян М. Д. и др. Работоспособность алмазных кругов. – К.: Техніка, 1983. – 96 с.

161. Семко М. Ф., Узунян М. Д., Юфа Э.П. Экономическое обоснование выбора алмазного круга. – Х.: Прапор, 1971. – 100 с.

162. Семко М. Ф., Узунян М. Д., Краснощек Ю. С. Алмазно-искровое шлифование безвольфрамовых твердых сплавов // Сверхтвёрдые материалы. – 1980. – № 1. – С. 42–47.

163. Семко М. Ф., Свердлова Б. М., Гладких Л. И. и др. Остаточные напряжения в твердых сплавах после алмазного шлифования // Резание и инструмент. – 1971. – Вып. 3. – С. 51–59.

-
164. Семко М. Ф., Узунян М. Д., Сизый Ю. А. Работоспособность зерен синтетических алмазов различных марок // Синтетические алмазы. – 1970. – Вып. 4. – С. 9–12.
165. Семко М. Ф., Красильников Е.В., Сизый Ю.А., Узунян М.Д. Электронно-микроскопическое исследование характера износа единичных алмазных зерен // Докл. АН СССР. – 1975. – Т. 220. – № 6. – С. 1303–1305.
166. Семко М. Ф., Грабченко А. И., Узунян М. Д. Влияние связки на работу алмазных кругов // Машиностроение. – 1965. – № 5. – С. 24–27.
167. Семко М. Ф., Узунян М. Д. Износостойкость алмазных кругов на органических связках // Станки и инструмент. – 1966. – № 4.
168. Силин С. С. Метод подобия при резании материалов. – М.: Машиностроение, 1979. – 152 с.
169. Синайский В. М., Ровинский Б. М. Об остаточных напряжениях, возникающих при шлифовании металлов // Изв. АН СССР. Механика и машиностроение. – 1963. – № 3. – С. 142–145.
170. Соломенцев Ю. М., Старков В. К., Масленников М. Ю. Статистическая оптимизация в системах автоматизированного проектирования технологических процессов механической обработки // Вест. машиностроения. – 1983. № 18.– С. 13–15.
171. Справочник по алмазной обработке металлорежущего инструмента / Под ред. В. Н. Бакуля. – К.: Техніка, 1971. – 207 с.
172. Талантов Н. В. Закономерности износа резцов из твердого сплава // Резание и инструмент. – 1981. – Вып. 26. – С. 110–114.
173. Терещенко Л. М., Тарахнов Н. С. Микрогеометрия поверхности безвольфрамовых твердых сплавов после электролитического алмазного шлифования // Процессы и оборудование абразивно-алмазной обработки. – 1979. – Вып. 3. – С. 10–17.

174. Терещенко Л. М., Тарахнов Н. С. Некоторые особенности электролитического шлифования безвольфрамовых твердых сплавов // Процессы и оборудование абразивно-алмазной обработки. – 1977. – Вып 1. – С. 11-19.

175. Тимошенко С. П. Колебания в инженерном деле. – М.: Физматгиз, 1959. – 439 с.

176. Третьяков И. П., Абидов Р. Устройство для определения механической прочности алмазно-абразивных зерен // Алмазы. – 1968. – Вып.3. – С. 9–12.

177. Узунян М. Д. Алмазно-искровое шлифование твердых сплавов // Резание и инструмент. – 1981. – Вып. 26. – С. 42–48.

178. Узунян М. Д., Глухов А. Б. Теоретический анализ плотности распределения зерен на рабочей поверхности алмазного круга // Резание и инструмент. – 1980. – Вып. 23. – С. 104–110.

179. Узунян М. Д. Теоретический анализ и расчет количества зерен на рабочей поверхности алмазного круга // Резание и инструмент. – 1978. – Вып. 19. – С. 15–18.

180. Узунян М. Д. Реальное число зерен на рабочей поверхности круга // Резание и инструмент. – 1978. – Вып. 20. – С. 23–27.

181. Узунян М. Д. Некоторые вопросы экономичности применения алмазных кругов // Теория и практика алмазной обработки. – М.: НИИмаш, 1969. – С. 170–176.

182. Узунян М. Д. Физические особенности алмазного шлифования безвольфрамовых твердых сплавов // Междунар. семинар: Сверхтвердые матер. – К.: ИСМ, 1981. – Т. 2.

183. Узунян М. Д., Глухов А. Б. Исследование деформации плотности распределения алмазных зерен на рабочей поверхности круга // Резание и инструмент. – 1983. – Вып. 30. – С. 102–106.

184. Узунян М. Д. Основы работоспособности алмазных кругов // Новые сверхтвердые материалы и прогрессивные технологии их применения. – К.: ИСМ, 1985. – С. 96–98.

185. Узунян М. Д., Сизый Ю.А. Работоспособность шлифовальных кругов из алмазов АСБ на связке МВ1 // Резание и инструмент. – 1973. – Вып. 8. – С. 122–126.

186. Узунян М. Д., Сизый Ю. А. О методике испытаний алмазных кругов // Синтетические алмазы. – 1973. – № 5. – С. 47–51.

187. Узунян М. Д., Сизый Ю. А. Характер износа зерен АСБ в круге // Синтетические алмазы. – 1974. – № 5. – С. 24–27.

188. Узунян М. Д., Краснощек Ю. С. Высокопроизводительное шлифование безвольфрамовых твердых сплавов. – М.: Машиностроение, 1988. – 83 с.

189. Узунян М. Д., Краснощек Ю.С. Работоспособность кругов при алмазно-искровом шлифовании твердых сплавов // Резание и инструмент. – 1980. – Вып. 23. – С. 3–10.

190. Узунян М. Д., Свердлова Б. М., Краснощек Ю. С. Поиск оптимальных условий высококачественной обработки твердосплавных инструментов // Резание и инструмент. – 1979. – Вып. 21. – С. 121–126.

191. Узунян М. Д., Малыхин В. В. Работоспособность кругов при алмазно-эрозионном шлифовании композиции «твердый сплав – сталь» // Резание и инструмент. – 1981. – Вып. 26. – С. 13–18.

192. Узунян М. Д., Крючков В. Я. Алмазно-эрозионное шлифование инструментов из безвольфрамовых твердых сплавов // Станки и инструмент. – 1981. – № 11. – С. 33–36.

193. Узунян М. Д., Малыхин В.В., Ходыкин А. В. Оптимизация процесса алмазно-искрового шлифования композиции «безвольфрамовый твердый сплав – сталь» // Резание и инструмент. – 1982. – Вып. 28. – С. 33–37.

-
194. Узунян М. Д., Глухов А. Б. Теоретический анализ производительности шлифования // Резание и инструмент. – 1984. – Вып. 32. – С. 52–54.
195. Узунян М. Д., Крючков В. Я., Платонов Г. Д. Напряжённое состояние поверхностного слоя и работоспособность инструментов из безвольфрамовых твёрдых сплавов после алмазно-искрового шлифования // Сверхтвёрдые материалы. – 1985. – № 4. – С. 45–52.
196. Узунян М. Д. Патент Украины. – № 22847А // Промислова власність. – 1998. – Бюл. № 3.
197. Уманский Я. С. Рентгенография металлов и полупроводников. – М.: Металлургия, 1969. – 469 с.
198. Федосеев О. Б. Теоретическое и экспериментальное исследование процесса шлифования синтетическими сверхтвёрдыми материалами: Автореф. дисс. ... канд. техн. наук. – Тбилиси, 1976. – 24 с.
199. Филимонов Л. Н. Высокоскоростное шлифование. – М.: Машиностроение, 1979. – 242 с.
200. Фридман М., Сураткар Р. Определение геометрических параметров режущих кромок абразивных лент // Конструирование и технология машиностроения. Тр. амер. общ-ва инж.-механиков. – М.: Мир, 1974. – № 4. – С. 145–151.
201. Фридман Я. Ю. Механические свойства металлов. – М.: Машиностроение, 1974. – Т. 1, 2. – 367 с., – 472 с.
202. Фукс М. Я., Беззубенко Н. К., Свердлова Б. М. Состояние поверхностного слоя материалов после алмазной и эльборовой обработки. – К.: Вища школа, 1979. – 160 с.
203. Фукс М. Я и др. Физико-механическое состояние рабочих поверхностей фасонных резцов и их износостойкость // Резание и инструмент. – 1976. – Вып. 15. – С. 3–8.

204. Фукс М. Я. Остаточные напряжения и их исследование методами рентгеновской тензометрии // Заводская лаборатория. – 1970. – Т. 36. – № 7. – С. 796–801.

205. Химмельблау Д. Прикладное нелинейное программирование. – М.: Мир, 1975. – 534 с.

206. Хирст В. Износ хрупких материалов // Контактное взаимодействие твердых тел и расчет сил трения и износа. – М.: Наука, 1971. – С. 23–27.

207. Худобин Л. В. Смазывающе-охлаждающие средства, применяемые при шлифовании. – М.: Машиностроение, 1971. – 212 с.

208. Шиголев А. Г., Полупан Б. И., Коломиец В.В. Определение количества зерен по глубине рабочего поверхностного слоя алмазного инструмента // Синтетические алмазы. – 1979. – № 3. – С. 19–25.

209. Шульман П. А., Созин Ю. И., Колесниченко Н.Ф., Вишневский А. С. Качество поверхности, обработанной алмазами. – К.: Техніка, 1972. – 146 с.

210. Экспериментально-статистические методы получения математического описания и оптимизация сложных технологических процессов (Симплексный метод планирования экспериментов) / Г. К. Круг, П. В. Ермауратский // Руководящие технические материалы ОКБА. – М.: НИИТЭХИМ, 1968. – Вып. 4. – 56 с.

211. Якимов А. В. Оптимизация процесса шлифования. – М.: Машиностроение, 1975. – 176 с.

212. Ящерицын П. И., Зайцев А. Г. Повышение качества шлифованных поверхностей и режущих свойств абразивно-алмазного инструмента. – Минск: Наука и техника, 1972. – 478 с.

213. Belling N., Bialy L. The Friatester-10 years later // Ind. Diamond Rev. – 1974. – N. 8. – P. 285–289.

-
214. Bond F. Control Particle Shape and Size // *Chemical Engineering*. – 1954. – N. 8. – V. 61. – P. 195–198.
215. Dyer R. N., Roy A. B. A new synthetic diamond grit // *Industrial Diamond Review*. – 1963. – V. 23. – N. 277. – P. 284–290.
216. Ikawa N., Tanaka J. Thermal Aspect of Wear Diamond Grain in Grinding // *CIRP*. – 1971. – N. 19. – P. 153–157.
217. Jason H. Selection of Diamond Grinding Wheels: Surface Finishes and Diamond Turning // *Aircraft Production*. – 1963. – V. 25. – N. 3. – P. 70–73.
218. Field Y., Hanser H., Hutchings J., Woodward A. Strength testing of diamond // *Diamond Rev.* – 1974. – N. 7. – P. 255–259.
219. Kapernaros E. L. Diamond Content and Grinding Wheel Performance // “Tool and Manufacturing engineer”. – 1964. – V. 53. – N. 9. – P. 556–557.
220. Kapernaros E. L., Ratterman E. High efficiency approach in diamond carbide // *Grinding and Finishing*. – 1963. – V. 9. – N. 9. – P. 36–40.
221. König W., Lorts W. Three dimensional measurement of the grinding wheel surface-evaluation and effect cutting behavior // *CIRP*. – 1976. – V. 25. – N. 1. – P. 197–202.
222. Middle S. Grinding equivalent and ratio as parameters for grinding wheel wear // *Production engineer*. – 1965. – V. 44. – N. 11. – P. 637–654.
223. Pahlitsch G., Rafflenbeul G. Schleifen von Hartmetall bzw. Hartmetallschnerden mit Diamant-Shleifenscheiben // “Werkstatt und Betrieb”. – 1958. – V. 91. – N. 5. – P. 249–257.
224. Pattinson E., Lyon J. The collection of data for the assessment of a grinding wheel dressing treatment // 15 th Int. Mach. Tool Des. and Res. Conf., Birmingham Univ. – 1974. – P. 399–405.
225. Ratterman E. Diamonds grind carbides // “Tool and Manufacturing Engineer”. – 1964. – V. 52. – N. 6. – P. 81–84.

226. Reinharit Hans. Grinding Hard metals with diamond grinding wheels // *Industrial Diamond Review*. – 1963. – V. 23. – N. 275. – P. 236–242.
227. Roy A. R. Method of test diamond Wheels // *Industrial Diamond Review*. – 1959. – V.19. – N. 229. – P. 226–230.
228. Seal M. The wear of Diamond // *Diamond Rev.* – 1965. – V. 25. – N. 2., N. 292. – P. 111–116.
229. Snaw M. Wear of Single Abrasive Grain in Fine Grinding // *Proc. Int. Conf. on Grinding*. Carnegie-Mellon University. – Pittsburgh, Apr. 1978.
230. Snoeys R., Peters J. The Significance of Chip Thickness in Grinding // *Annals of CIRP*. – N. 2. – P. 227–237.
231. Tanaka J., Ikawa N. Behavior of Abrasive Grains of the Diamond Wheel // *Technology Reports of the Osaka University*. – 1962. – N. 12. –P. 345–354.
232. Tsuwa N. The grinding Action of Diamond Wheels // *III Industrial diamond seminar*. – Parers, Tokyo, 1972. – P. 10–16.
233. Verkerk S. Final report concerning CIPR: Cooperative Work on the characterization of grinding Wheel topography // *CIRP*. – 1977. – V. 26. – N. 2. – P. 385–395.
234. Usunjan M. D. Besonderheiten des Verschleibes und des physikalisch-mechanischen Zusammenwirkens des Diamantkorns mit dem zu bearbeitenden Material // *Wissenschaftliche Zeitschrift der Technischen Hochschule Otto von Guericke*. – Magdeburg, 1981. – Heft 5. – P. 31–35.
235. Usunjan M. D., Krasznoschek Ju. Sz. Volframentes szilard femek megmunkalhatosaga // *V Szerszam-es szerszamanyag konferencia*. – Miskolc, 1982. – P. 1/24–11/24.
236. Usunjan M. D. Aguemantszemeses korongokkal törtenő köszörülés termelekenysegének elmeleti analize // *NME Közlemenyei, Sorozat, Gepenszet*, 30. – Miskolc, 1985. – Kötet. – P.157–164.

237. Usunjan M. D. Diamantschleifen wolframfreier Hartmetalle // Wissen, Zeit. Techn. Hochsch. – Magdeburg, 1985. – Hert 8. – P. 38–40.

238. Usunjan M. D., Fridrik L. A felület minősege volframentes kemény villamos arammal segített gyemantkőazörulesenel // VI Szerszan-es szerszamanyag szimpozum. – Miskolc, 1985. – 1 kötet. – P. 129–131.

239. Usunjan M. D. Wolframenelkuli kemennyfemek electroerozios gyemantkőrazorulesenek sajátossagai // NME Közlemenyei, Sorozat, Gepeszet, 30. – Miskolc, 1985. – Kötet. – P. 165–177.

ПРИЛОЖЕНИЕ

Таблица П. 1

Результаты экспериментов в различных точках движения симплекса
(Т15К6)

Точки	P , МПа	V , м/с	C , коп/см ³	Q , мм ³ /мин	q , мг/г
<i>A</i>	0,4	20,0	14,48	155,4	1,66
<i>B</i>	0,8	20,0	10,48	337,8	2,51
<i>C</i>	0,6	25,0	10,78	240,5	1,73
<i>D</i>	1,0	25,0	8,50	422,3	2,06
<i>E</i>	1,2	20,0	7,15	522,0	1,79
<i>F</i>	1,4	25,0	5,51	636,8	1,31
<i>K</i>	1,6	20,0	5,28	716,9	1,34
<i>L</i>	1,8	25,0	4,92	860,5	1,36
<i>M</i>	2,0	20,0	3,68	974,4	0,89
<i>N</i>	2,2	25,0	5,57	829,8	1,62
<i>O</i>	1,8	15,0	6,15	1002,9	2,04
<i>P</i>	2,4	20,0	4,06	1189,5	1,21
<i>R</i>	2,2	15,0	5,37	1220,9	1,23

Таблица П. 2

Матрица планирования и результаты экспериментов (Т15К6)

№№ опытов	Факторы				Значения параметров оптимизации		
	x_1	x_2	x_3	x_4	\bar{Q}	\bar{q}	\bar{C}
1	—	—	—	—	484,8	1,46	8,81
2	—	—	—	+	790,5	6,83	13,72
3	—	—	+	—	569,2	2,02	10,34
4	—	—	+	+	514,8	2,32	7,22
5	—	+	—	—	600,5	2,10	10,48
6	—	+	—	+	807,4	4,25	9,31
7	—	+	+	—	433,7	1,47	9,25
8	—	+	+	+	440,0	2,62	8,27

Продолжение таблицы П. 2

№№ опытов	Факторы				Значения параметров оптимизации		
	x_1	x_2	x_3	x_4	\bar{Q}	\bar{q}	\bar{C}
9	+	–	–	–	887,8	1,66	9,95
10	+	–	–	+	1063,2	5,27	10,56
11	+	–	+	–	1006,8	1,48	7,08
12	+	–	+	+	771,8	1,99	5,56
13	+	+	–	–	867,0	1,98	9,19
14	+	+	–	+	1301,3	4,16	8,35
15	+	+	+	–	819,3	1,14	6,23
16	+	+	+	+	854,3	3,39	7,73
17	+	0	0	0	974,6	0,93	3,77
18	–	0	0	0	549,8	1,76	6,92
19	0	+	0	0	688,8	1,14	4,94
20	0	–	0	0	716,9	1,34	5,28
21	0	0	+	0	637,6	2,85	8,87
22	0	0	–	0	872,0	3,09	8,69
23	0	0	0	+	898,7	3,26	7,41
24	0	0	0	–	588,2	1,08	6,81

Таблица П. 3

Расчетные значения критерия Кохрена (Т15К6)

Исследуемые параметры	Q	q	C
Расчетные значения	0,15	0,15	0,19

Таблица П. 4

Статистические характеристики уравнений регрессии (5.1 ... 5.3) (Т15К6)

Параметры оптимизации	S_{ad}^2	$S_{\{y\}}^2$	$F_{расч}$
Q	5507,0	46216,0	0,12
q	0,568	2,13	0,27
C	2,208	4,603	0,48

Таблица П. 5
Влияние нормального давления на работоспособность алмазных кругов (Т15К6)

$Q, \text{ мм}^3/\text{мин}$			$q, \text{ мг/г}$			$C, \text{ коп/см}^3$			Условия расчета		
1,2	1,6	2,0	1,2	1,6	2,0	1,2	1,6	2,0	Скорость резания $V, \text{ м/с}$	Характеристика круга	
										Z, мкм	K
576,3	733,5	948,1	1,49	1,65	1,19	6,34	5,87	4,36	25,0	120 (100/80)	4
534,0	703,8	930,9	0,84	1,15	0,84	5,24	4,96	3,65	30,0	120 (100/80)	4
618,3	763,3	965,3	1,32	1,33	0,72	5,94	5,27	3,57	20,0	120 (100/80)	4
503,5	665,0	883,9	2,10	2,33	1,94	8,48	7,87	6,22	25,0	200 (160/125)	4
691,7	844,6	1054,8	3,52	3,61	3,08	10,04	9,70	8,33	25,0	40 (50/40)	4
655,6	808,7	1019,2	3,12	3,25	2,76	7,57	7,23	5,85	25,0	120 (100/80)	6
516,9	678,2	896,8	0,88	1,07	0,64	7,61	7,01	5,36	25,0	120 (100/80)	2

Таблица П. 6

Влияние скорости резания на работоспособность алмазных кругов (Т15К6)

Q , мм ³ /мин			q , мг/г			S , коп/см ³			Условия расчета		
20,0	25,0	30,0	20,0	25,0	30,0	20,0	25,0	30,0	Нормальное давление	Характеристика круга	
									P , МПа	Z , мкм	K
701,9	733,5	703,8	1,33	1,65	1,15	5,27	5,87	4,96	1,6	120 (100/80)	4
903,9	948,1	930,9	0,72	1,19	0,84	3,57	4,36	3,65	2,0	120 (100/80)	4
557,2	576,3	534,0	1,32	1,49	0,84	5,94	6,34	5,24	1,2	120 (100/80)	4
675,5	665,0	593,1	1,79	2,33	2,05	6,96	7,87	7,27	1,6	200 (160/125)	4
770,8	844,6	857,0	3,51	3,61	2,89	9,42	9,70	8,48	1,6	40 (50/40)	4
745,8	808,7	810,3	3,06	3,25	2,62	6,90	7,23	6,05	1,6	120 (100/80)	6
743,1	743,5	682,4	0,62	1,07	0,70	6,13	7,01	6,37	1,6	120 (100/80)	2

Таблица П. 7

Влияние зернистости алмазных кругов на их работоспособность (Т15К6)

$Q, \text{ мм}^3/\text{мин}$			$q, \text{ мг/г}$			$C, \text{ коп/см}^3$			Условия расчета		
50/40	100/80	160/125	50/40	100/80	160/125	50/40	100/80	160/125	Режимы шлифования	Относительная концентрация	К
									$P, \text{ МПа}$	$V, \text{ м/с}$	
844,6	733,5	665,0	3,61	1,65	2,33	9,70	5,87	7,87	1,6	25,0	4
1054,8	948,1	833,9	3,08	1,19	1,94	8,33	4,36	6,22	2,0	25,0	4
649,2	576,3	503,5	3,52	1,49	2,10	10,04	6,34	8,48	1,2	25,0	4
857,0	703,8	593,1	2,89	1,15	2,05	8,48	4,96	7,27	1,6	30,0	4
832,2	763,3	736,9	3,51	1,33	1,79	9,42	5,27	6,96	1,6	20,0	4
1004,8	808,7	655,1	5,78	3,25	3,36	11,66	7,23	8,62	1,6	25,0	6
704,2	678,2	694,7	2,46	1,07	2,32	10,24	7,01	9,61	1,6	25,0	2

Таблица П. 8

Влияние относительной концентрации алмазов на работоспособность кругов (Т15К6)

$Q, \text{ мм}^3/\text{мин}$			$q, \text{ мг/г}$			$C, \text{ коп/см}^3$			Условия расчета		
2	4	6	2	4	6	2	4	6	Режимы шлифования		Зернистость
									$P, \text{ МПа}$	$V, \text{ м/с}$	$Z, \text{ мкм}$
678,2	733,5	808,7	1,07	1,65	3,23	7,01	5,87	7,23	1,6	25,0	120 (100/80)
896,8	948,1	1019,2	0,64	1,19	2,79	5,36	4,36	5,85	2,0	25,0	120 (100/80)
516,9	576,3	665,6	0,88	1,49	3,12	7,61	6,34	7,57	1,2	25,0	120 (100/80)
617,2	702,8	810,3	0,70	1,15	2,62	6,37	4,96	6,05	1,6	30,0	120 (100/80)
677,8	701,9	745,8	0,62	1,33	3,06	6,13	5,27	6,90	1,6	20,0	120 (100/80)
694,7	665,0	655,1	2,32	2,33	3,36	9,61	7,87	8,62	1,6	25,0	200 (160/125)
704,2	844,6	1004,8	2,46	3,61	5,78	10,24	9,70	11,66	1,6	25,0	40 (50/40)

Таблица П. 9

Результаты экспериментов в различных точках движения симплекса
(ТН20)

Точки	P , МПа	V , м/с	C , коп/см ³	Q , мм ³ /мин	q , мг/г
<i>A</i>	0,2	20,0	27,27	156,4	16,56
<i>B</i>	0,6	25,0	14,24	201,9	5,56
<i>C</i>	0,8	20,0	15,13	288,0	8,75
<i>D</i>	1,0	25,0	10,41	345,6	5,22
<i>E</i>	0,8	30,0	11,71	303,6	5,81
<i>F</i>	1,2	35,0	8,94	534,7	4,07
<i>K</i>	1,4	25,0	8,25	419,9	4,00
<i>L</i>	1,6	30,0	6,91	578,2	3,77
<i>M</i>	1,4	45,0	8,43	435,9	4,75
<i>N</i>	1,8	25,0	8,29	559,3	5,33
<i>O</i>	1,8	35,0	8,40	730,3	6,74
<i>R</i>	2,0	30,0	5,64	657,3	2,90
<i>S</i>	2,2	35,0	5,93	732,0	3,88
<i>T</i>	2,2	25,0	7,46	677,5	4,69
<i>W</i>	2,4	30,0	6,23	750,0	3,76

Таблица П. 10

Матрица планирования и результаты экспериментов (ТН20)

№№ опытов	Факторы				Значения параметров оптимизации		
	x_1	x_2	x_3	x_4	\bar{Q}	\bar{q}	\bar{C}
1	–	–	–	–	314,4	3,00	10,68
2	–	–	–	+	584,2	17,15	17,00
3	–	–	+	–	374,1	10,17	22,53
4	–	–	+	+	398,5	15,14	16,69
5	–	+	–	–	458,6	2,60	8,28
6	–	+	–	+	825,3	11,14	11,21
7	–	+	+	–	377,2	6,11	15,30
8	–	+	+	+	431,8	7,50	10,08

Продолжение таблицы П. 10

№№ опытов	Факторы				Значения параметров оптимизации		
	x_1	x_2	x_3	x_4	\bar{Q}	\bar{q}	\bar{C}
9	+	–	–	–	516,5	1,32	5,60
10	+	–	–	+	850,6	8,93	9,33
11	+	–	+	–	580,6	5,49	12,63
12	+	–	+	+	556,6	5,04	7,18
13	+	+	–	–	739,2	1,47	4,88
14	+	+	–	+	1373,2	5,06	5,39
15	+	+	+	–	942,8	3,54	8,06
16	+	+	+	+	745,9	2,05	3,95
17	+	0	0	0	657,3	2,90	5,64
18	–	0	0	0	534,7	4,07	9,34
19	0	+	+	0	520,9	5,24	8,79
20	0	–	–	0	468,1	6,08	10,05
21	0	0	0	0	578,5	5,91	9,18
22	0	0	0	0	794,1	8,07	10,68
23	0	0	0	+	806,7	10,73	10,92
24	0	0	0	–	631,4	4,78	11,14

Таблица П. 11

Расчетные значения критерия Кохрена (ТН20)

Исследуемые параметры	Q	q	C
Расчетные значения	0,12	0,12	0,17

Таблица П. 12

Статистические характеристики уравнений регрессии (5.8 ... 5.10) (ТН20)

Параметры оптимизации	S_{ad}^2	$S_{\{y\}}^2$	$F_{расч}$
Q	7570,1	57399,3	0,13
q	1,937	16,838	0,12
C	2,829	18,678	0,15

Таблица П. 13

Влияние нормального давления на работоспособность алмазных кругов (ТН20)

$Q, \text{ мм}^3/\text{мин}$			$q, \text{ МПа}$			$C, \text{ коп/см}^3$			Условия расчета		
1,2	1,6	2,0	1,2	1,6	2,0	1,2	1,6	2,0	Скорость резания	Характеристика круга	
									$V, \text{ м/с}$	$Z, \text{ мкм}$	K
335,1	588,2	652,9	5,77	5,76	1,20	10,74	9,11	4,24	30,0	120 (100/80)	4
285,2	592,9	712,3	3,54	4,12	0,16	8,47	7,43	3,17	40,0	120 (100/80)	4
197,7	396,1	406,2	7,80	7,20	2,04	13,63	11,41	5,94	20,0	120 (100/80)	4
354,9	604,7	666,1	7,47	7,11	2,20	13,49	11,18	5,64	30,0	200 (160/125)	4
509,6	766,0	834,0	6,53	6,87	2,66	9,63	8,68	3,49	30,0	40 (50/40)	4
555,8	810,8	877,6	11,46	10,22	4,42	12,47	10,62	5,54	30,0	120 (100/80)	6
377,0	628,1	690,9	4,08	5,30	1,98	12,85	11,44	6,79	30,0	120 (100/80)	2

Таблица П. 14

Влияние скорости резания на работоспособность алмазных кругов (ТН20)

$Q, \text{ мм}^3/\text{мин}$			$q, \text{ мг/г}$			$S, \text{ коп/см}^3$			Условия расчета		
20,0	30,0	40,0	20,0	30,0	40,0	20,0	30,0	40,0	Нормальное давление	Характеристика круга	
									$P, \text{ МПа}$	$Z, \text{ мкм}$	K
396,1	588,2	592,9	7,20	5,76	4,12	11,41	9,11	7,43	1,6	120 (100/80)	4
406,2	652,9	712,31	2,04	1,20	0,16	6,00	4,24	3,17	2,0	120 (100/80)	4
197,7	335,12	472,5	7,80	5,77	3,54	13,63	10,74	8,47	1,2	120 (100/80)	4
446,5	604,7	575,4	8,95	7,11	5,07	14,03	11,18	8,96	1,6	200 (160/125)	4
539,9	766,0	804,6	7,90	6,87	5,64	10,43	8,68	7,55	1,6	40 (50/40)	4
602,9	810,8	831,5	12,54	10,22	7,69	13,14	10,62	8,73	1,6	120 (100/80)	6
451,9	628,1	616,9	5,85	5,30	4,56	13,52	11,44	9,98	1,6	120 (100/80)	2

Таблица П. 15

Влияние зернистости алмазных кругов на их работоспособность (ТН20)

$Q, \text{ мм}^3/\text{мин}$			$q, \text{ мг/г}$			$C, \text{ коп/см}^3$			Условия расчета		
50/40	100/80	160/125	50/40	100/80	160/125	50/40	100/80	160/125	Режимы шлифования	Относительная концентрация	
									$P, \text{ МПа}$	$V, \text{ м/с}$	K
766,0	588,2	604,7	6,87	5,76	7,11	5,76	7,11	11,18	1,6	30,0	4
836,0	652,9	666,1	2,66	1,20	2,20	4,49	4,24	5,65	2,0	30,0	4
531,6	355,1	374,9	6,53	5,77	7,47	9,63	10,74	13,49	1,2	30,0	4
806,6	592,9	575,4	5,64	4,12	5,07	7,55	7,43	8,96	1,6	40,0	4
541,9	396,1	446,5	7,90	7,20	8,95	10,43	11,41	14,03	1,6	20,0	4
1090,8	810,8	718,1	13,17	10,22	9,73	12,32	10,62	10,57	1,6	30,0	6
698,7	628,1	753,7	4,57	5,30	8,49	8,88	11,44	15,65	1,6	30,0	2

Таблица П. 16

Влияние относительной концентрации алмазов на работоспособность кругов(ТН20)

$Q, \text{ мм}^3/\text{мин}$			$q, \text{ мг/г}$			$C, \text{ коп/см}^3$			Условия расчета		
2	4	6	2	4	6	2	4	6	Режимы шлифования		Зернистость
									$P, \text{ МПа}$	$V, \text{ м/с}$	
628,1	588,2	810,8	5,30	5,76	10,22	11,44	9,11	10,62	1,6	30,0	120 (100/80)
690,9	652,9	876,8	1,98	1,20	4,42	6,79	4,24	5,54	2,0	30,0	120 (100/80)
377,0	335,1	555,0	4,08	5,77	11,46	12,85	10,74	12,47	1,2	30,0	120 (100/80)
616,9	592,9	830,7	4,56	4,12	7,69	9,98	7,43	8,73	1,6	40,0	120 (100/80)
451,9	396,1	601,1	5,85	7,20	12,54	13,52	11,41	13,14	1,6	20,0	120 (100/80)
753,7	604,7	717,3	8,49	7,11	9,73	15,65	11,18	10,57	1,6	30,0	200 (160/125)
696,7	766,0	1090,0	4,57	6,87	13,17	8,88	8,68	12,32	1,6	30,0	40 (50/40)

Таблица П. 17

Матрица планирования и результаты экспериментов (ТН20)
(жесткая схема)

№№ опытов	Факторы				Значения параметров оптимизации	
	x_1	x_2	x_3	x_4	\bar{q}	\bar{C}
1	–	–	–	–	14,10	67,13
2	–	–	–	+	25,39	65,52
3	–	–	+	–	15,04	68,21
4	–	–	+	+	5,64	54,23
5	–	+	–	–	15,98	69,28
6	–	+	–	+	28,20	67,13
7	–	+	+	–	15,98	69,28
8	–	+	+	+	11,28	57,45
9	+	–	–	–	20,68	40,83
10	+	–	–	+	39,48	39,75
11	+	–	+	–	15,04	34,35
12	+	–	+	+	14,10	25,17
13	+	+	–	–	23,50	44,07
14	+	+	–	+	45,12	42,99
15	+	+	+	–	15,98	35,43
16	+	+	+	+	16,92	26,79
17	+	0	0	0	13,16	26,52
18	–	0	0	0	5,64	55,03
19	0	+	0	0	13,16	35,01
20	0	–	0	0	9,40	32,32
21	0	0	+	0	1,88	26,93
22	0	0	–	0	15,04	36,36
23	0	0	0	+	11,28	32,05
24	0	0	0	–	4,70	30,97

Таблица П. 18

Влияние условий алмазно-искрового шлифования на относительный расход алмазов при обработке БТС ТН20

Относительный расход алмазов q , мг/г	Условия расчета			
	Режимы заточки		Характеристика круга	
	S_n , мм/дв.ход	V , м/с	Z , мкм	K
4,39	0,010	20,0	160/125	4
1,95	0,018	20,0	160/125	4
2,16	0,020	20,0	160/125	4
8,17	0,030	20,0	160/125	4
6,71	0,020	15,0	160/125	4
9,59	0,020	25,0	160/125	4
14,76	0,020	20,0	50/40	4
5,67	0,020	20,0	100/80	4
2,58	0,020	20,0	160/125	2
2,12	0,020	20,0	160/125	6

Таблица П. 19

Влияние условий алмазно-искрового шлифования на удельную себестоимость при обработке БТС ТН20

Удельная себестоимость $C_{уд}$, коп/см ³	Условия расчета			
	Режимы заточки		Характеристика круга	
	S_n , мм/дв.ход	V , м/с	Z , мкм	K
55,13	0,010	20,0	160/125	4
27,47	0,020	20,0	160/125	4
22,07	0,027	20,0	160/125	4
23,29	0,030	20,0	160/125	4
26,80	0,030	15,0	160/125	4
29,04	0,030	25,0	160/125	4
34,89	0,030	20,0	50/40	4
26,48	0,030	20,0	100/80	4
30,81	0,030	20,0	160/125	2
20,71	0,030	20,0	160/125	6

Таблица П. 20

Матрица планирования и результаты экспериментов по определению
стойкости и технологической себестоимости

№№ опытов	Факторы				Значения параметров оптимизации	
	x_1	x_2	x_3	x_4	\bar{L}	\bar{C}_m
1	–	–	–	–	9200	7,0
2	–	–	–	+	7050	7,2
3	–	–	+	–	5500	7,7
4	–	–	+	+	4400	7,8
5	–	+	–	–	9500	6,9
6	–	+	–	+	9300	6,9
7	–	+	+	+	6500	7,5
8	–	+	+	+	7500	7,1
9	+	–	–	–	9000	6,7
10	+	–	–	+	5500	7,2
11	+	–	+	–	5200	7,1
12	+	–	+	+	3300	7,5
13	+	+	–	–	6500	7,1
14	+	+	–	+	5000	7,4
15	+	+	+	–	3500	7,7
16	+	+	+	+	3700	7,3
17	+	0	0	0	6900	6,7
18	–	0	0	0	9500	6,8
19	0	+	0	0	7500	6,7
20	0	–	0	0	7300	6,7
21	0	0	+	0	5200	6,9
22	0	0	–	0	8200	6,7
23	0	0	0	+	8000	6,6
24	0	0	0	–	8500	6,6

Таблица П. 21

Статистические характеристики уравнений
стойкости и технологической себестоимости

Параметры оптимизации	Однородность дисперсии по критерию Кохрена		Довери- тельный коэффи- циент ре- грессии	Значение F – критерия Фишера		Примеча- ние
	Расчетное	Табличное		Расчетное	Табличное	
y_L	0,18	0,34	80,04	2,29	2,30	Уравнение адекватно
y_{C_m}	0,18	0,34	0,0003	2,17	2,30	Уравнение адекватно

Таблица П. 22

Влияние условий алмазно-искрового шлифования (заточки) на длину
пути резания при точении стали ХВСГ резцами из БТС ТН20

Длина пути резания L , м	Условия расчета			
	Режимы шлифования		Характеристика круга	
	S_n , мм/дв.ход	V , м/с	Z , мкм	K
9623	0,010	25,0	50/40	2
7954	0,020	25,0	50/40	2
6446	0,030	25,0	50/40	2
6945	0,010	15,0	50/40	2
9080	0,010	20,0	50/40	2
9196	0,010	25,0	100/80	2
7452	0,010	25,0	160/125	2
9470	0,010	25,0	50/40	6
9353	0,010	20,0	50/40	4

Таблица П. 23

Влияние условий алмазно-искрового шлифования на технологическую
себестоимость при точении стали ХВСГ резцами из БТС ТН20

Технологическая себестоимость C_m , коп	Условия расчета			
	Режимы шлифования		Характеристика круга	
	S_n , мм/дв.ход	V , м/с	Z , мкм	K
6,37	0,010	18,6	80/63	2
6,28	0,017	18,6	80/63	2
6,30	0,020	18,6	80/63	2
6,59	0,030	18,6	80/63	2
6,37	0,017	15,0	80/63	2
6,30	0,017	20,0	80/63	2
6,59	0,017	25,0	80/63	2
6,30	0,017	18,6	50/40	2
6,42	0,017	18,6	100/80	2
7,06	0,017	18,6	160/125	2
6,39	0,017	18,6	80/63	4
6,53	0,017	18,6	80/63	6

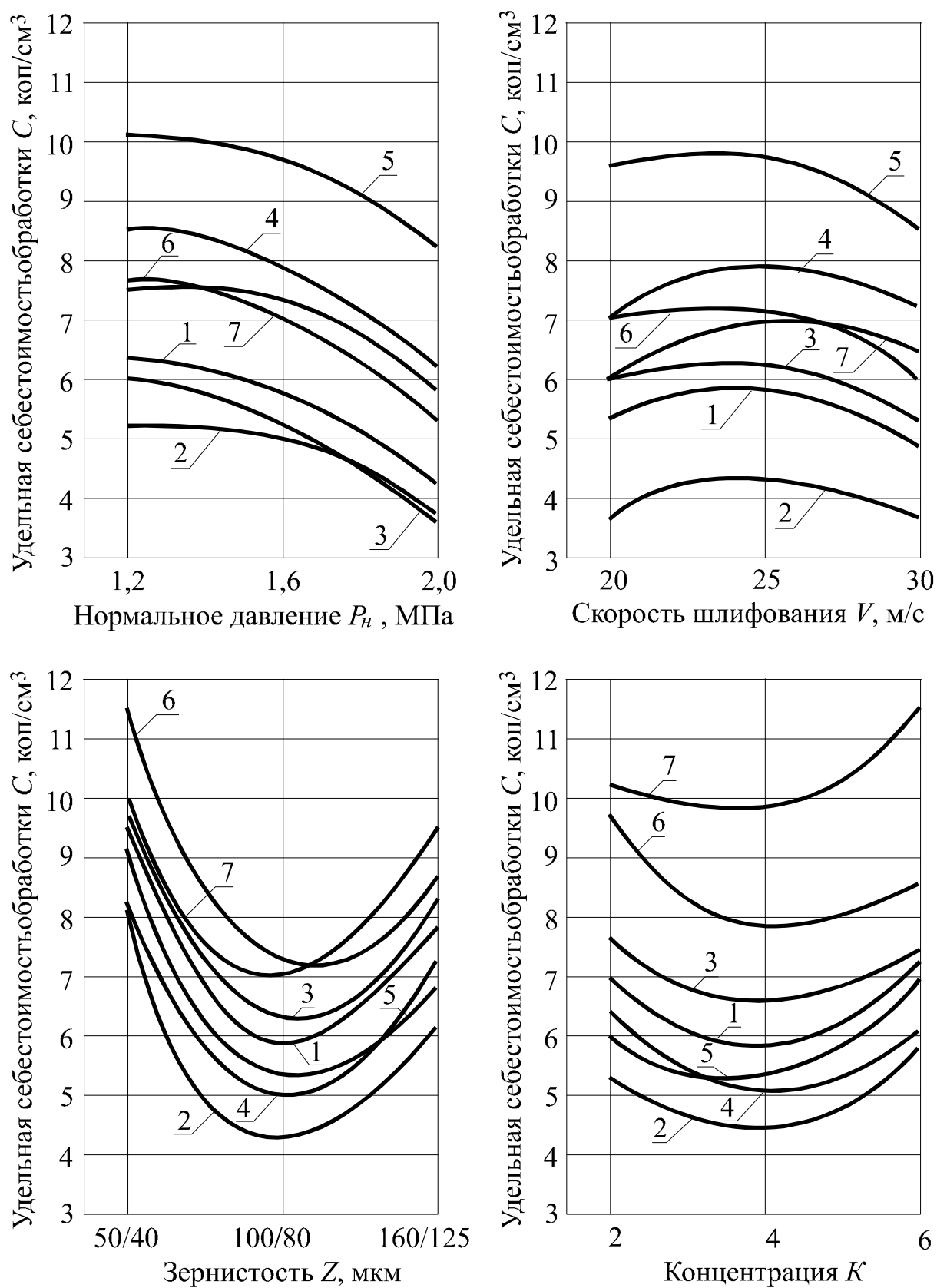


Рис. П. 1. Влияние условий АИШ на удельную себестоимость обработки сплава Т15К6: условия расчета кривых приведены в табл. П.5 ... П.8

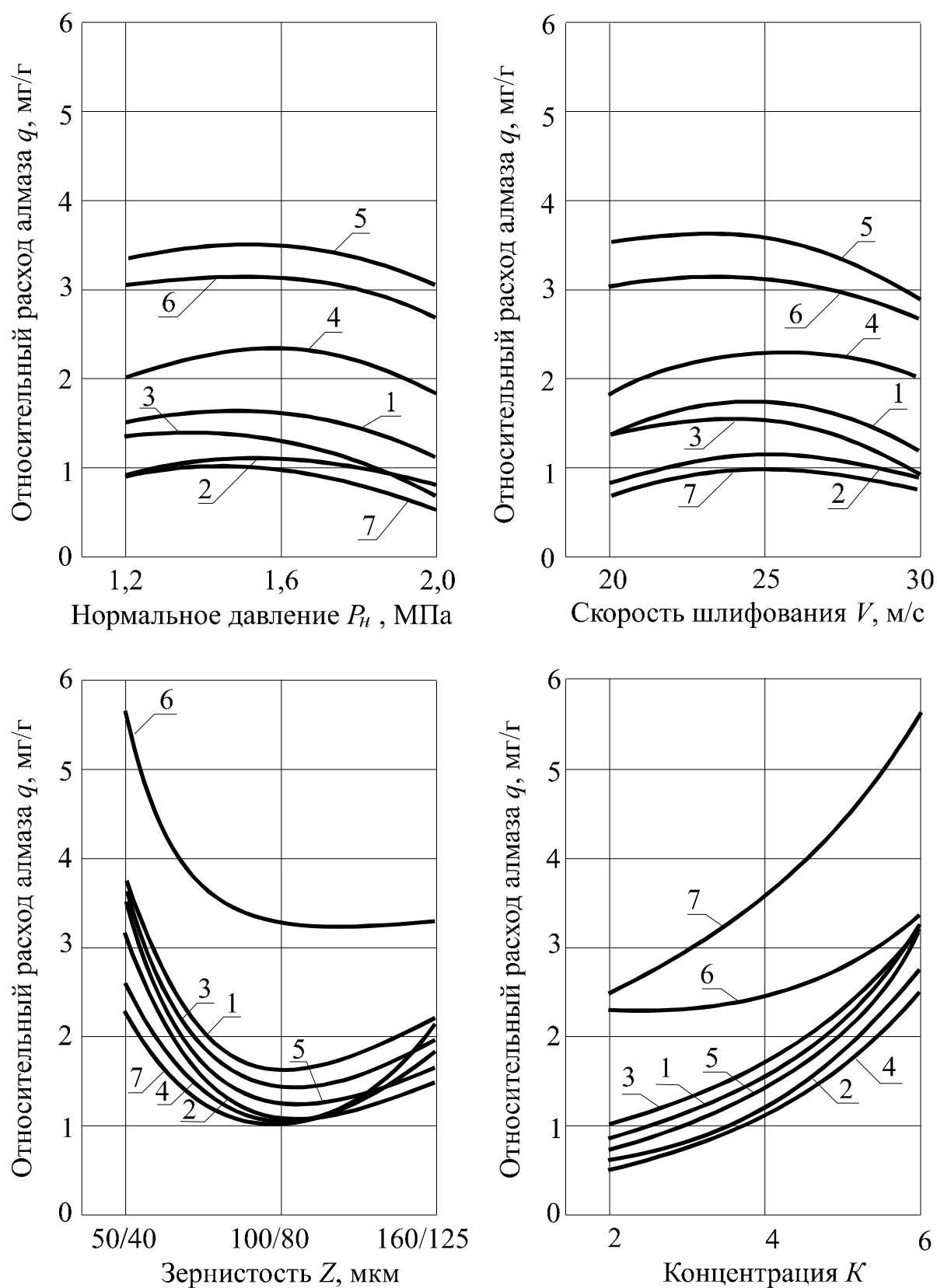


Рис. П. 2. Влияние условий АИШ на относительный расход алмазов при обработке сплава Т15К6: условия расчета кривых приведены в табл. П.5 ... П.8

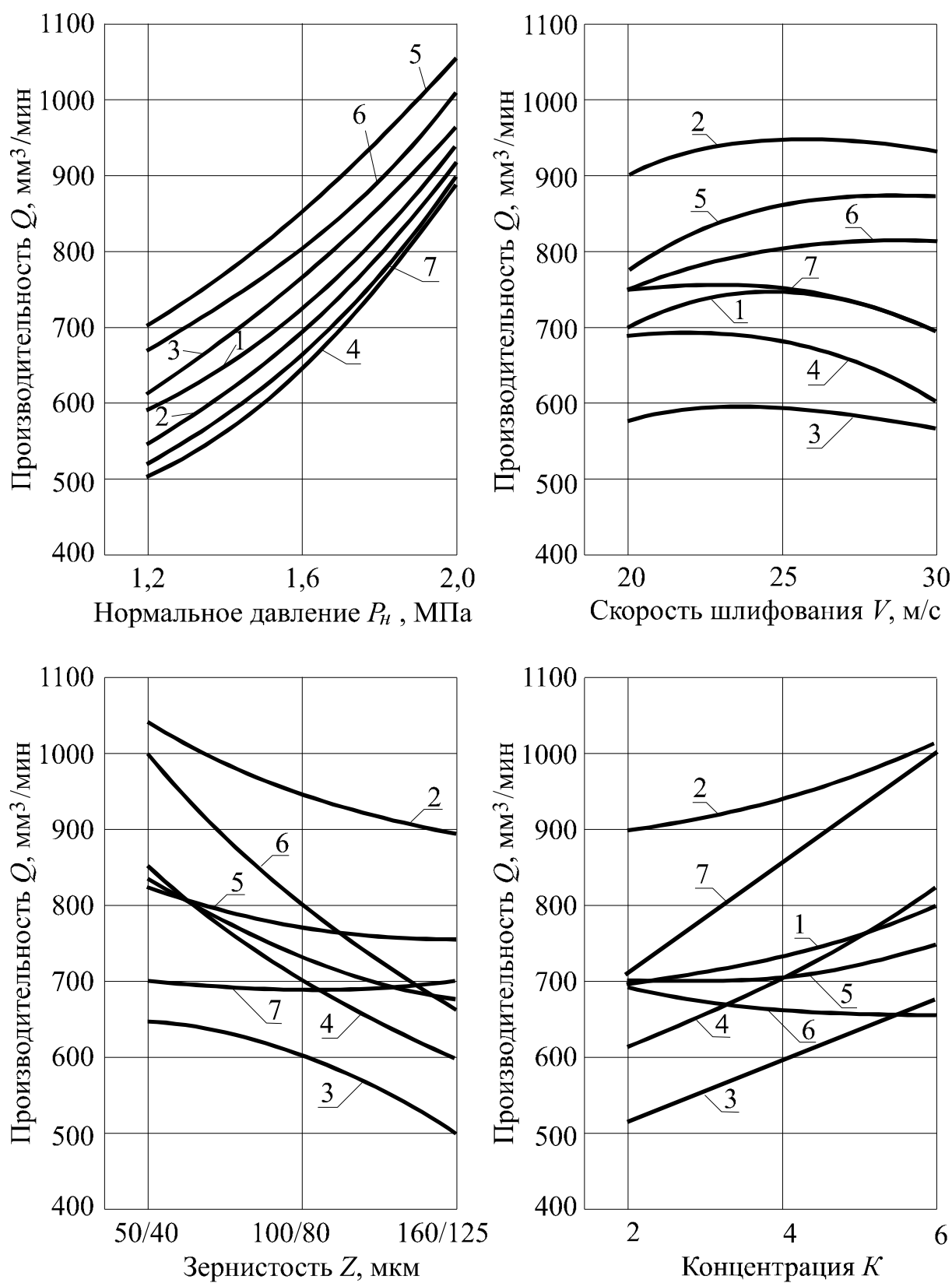


Рис. П. 3. Влияние условий АИШ на производительность обработки сплава Т15К6: условия расчета кривых приведены в табл. П.5 ... П.8

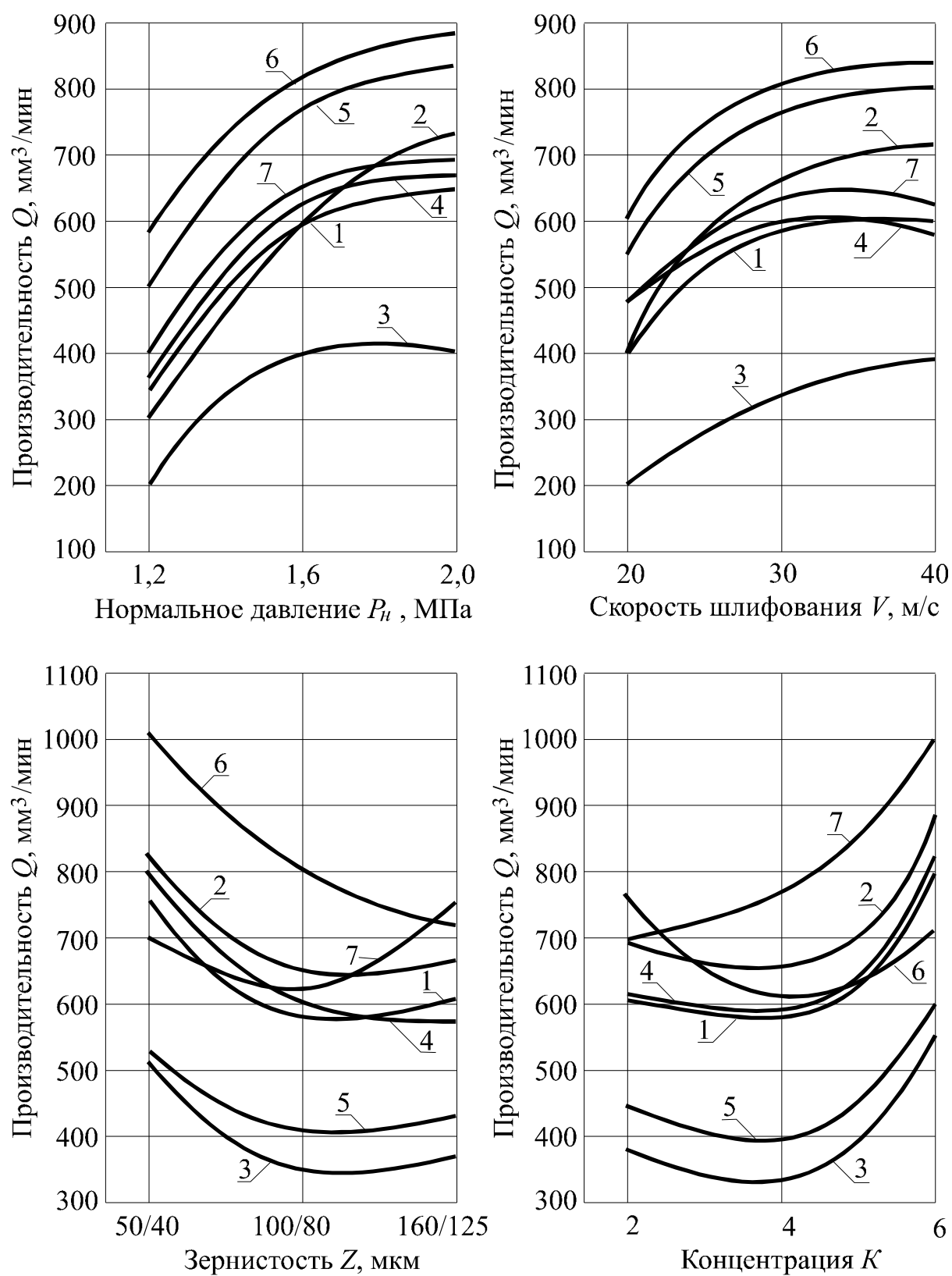


Рис. П. 4. Влияние условий АИШ на производительность обработки сплава ТН20: условия расчета кривых приведены в табл. П.13 ... П.16

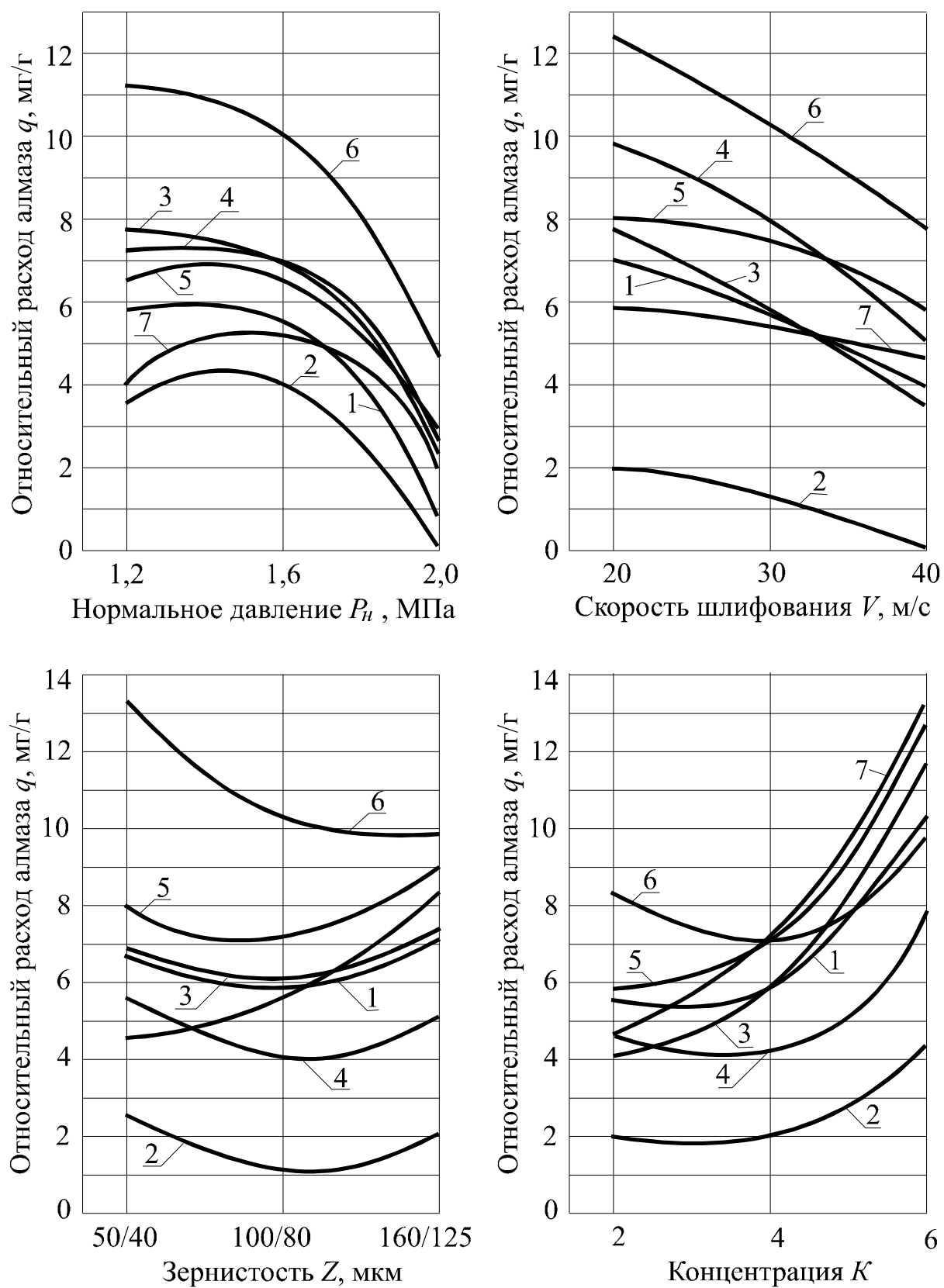


Рис. П. 5. Влияние условий АИШ на относительный расход алмазов при обработке сплава ТН20: условия расчета кривых приведены в табл. П.13 ... П.16

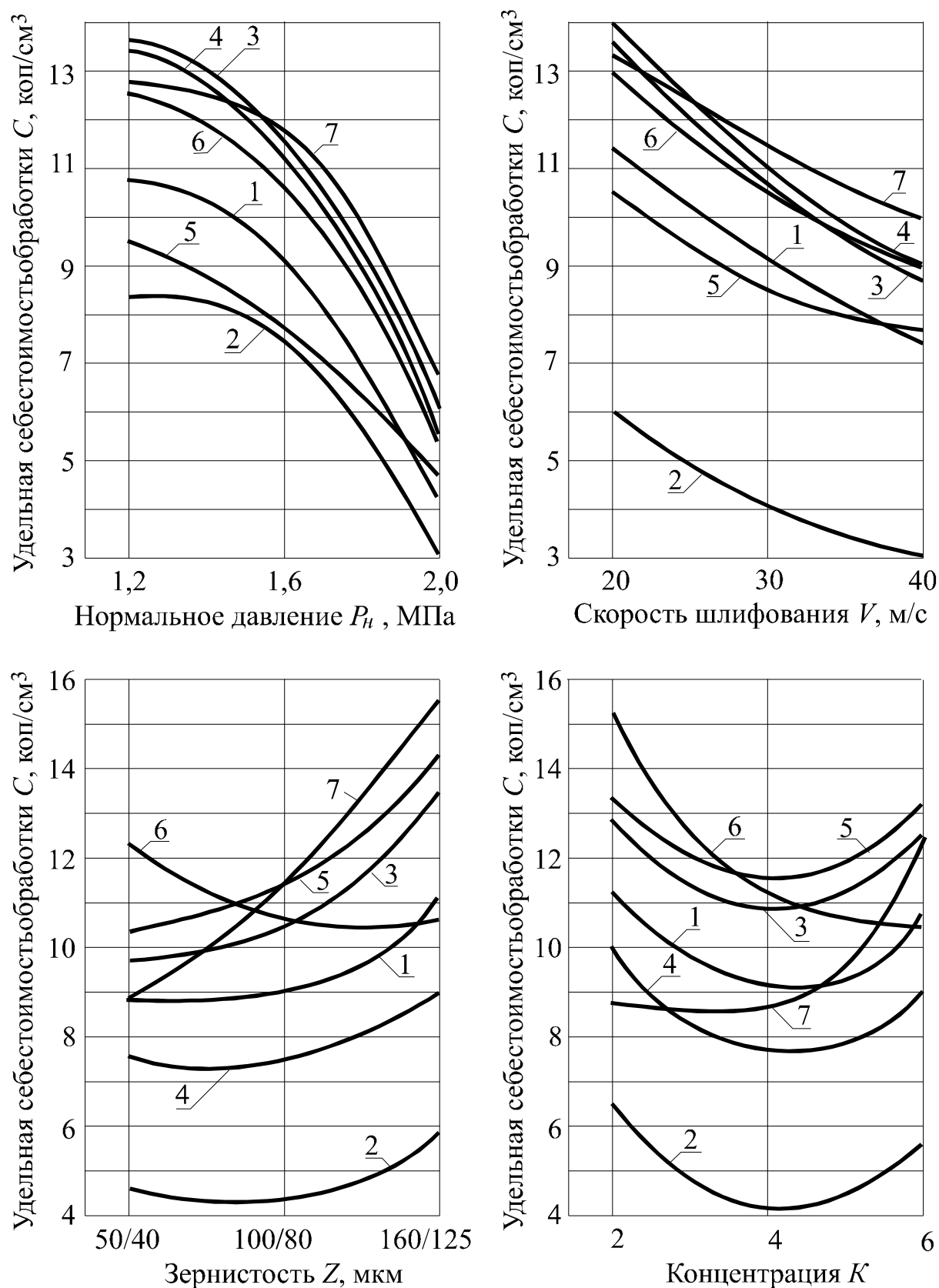


Рис. П. 6. Влияние условий АИШ на удельную себестоимость обработки сплава ТН20: условия расчета кривых приведены в табл. П.13 ... П.16

УЗУНЬЯН Матвій Данилович

АЛМАЗНО-ІСКРОВЕ ШЛІФУВАННЯ ТВЕРДИХ СПЛАВІВ

Монографія

Російською мовою

В авторській редакції

Комп'ютерний набір Склепус В.О.

План 2003, поз. 93

Підп. до друку Формат 60×84 1/16. Папір Prima Сору. Riso-друк.
Гарнітура Times New Roman. Ум. друк. арк. Обл.-вид. арк. Наклад 300 прим.
Зам. № Ціна договірنا.

Видавничий центр НТУ "ХПР". Свідоцтво про реєстрацію ДК № 116 від 10.07. 2000.

61002, Харків, вул. Фрунзе, 21

Друкарня НТУ “ХПІ”